Corso di dottorato di ricerca in Ingegneria dei Materiali e delle Materie Prime

XXIII Ciclo – AA 2010/2011

Coordinatore: Prof. Giuseppe Bonifazi

Tesi di Dottorato

RISCHIO DI INCENDIO ED AFFIDABILITÀ DEI MATERIALI STRUTTURALI

Allievo: **Ing. Saverio La Mendola**

Supervisore: **Prof. Massimo Guarascio**

Co-supervisore VVF: **Ing. Fabio Dattilo, Direttore Centrale per la Prevenzione e la Sicurezza Tecnica**

Co-supervisore CERN: **Ing. F. Corsanego, specialista HSE unit**

SOMMARIO

1 Introduzione

1.1 Premessa

L'argomento principale affrontato in questa tesi di dottorato consiste nell'applicazione delle metodologie e degli strumenti propri dell'analisi di rischio quantitativa probabilizzata (ARQP) al rischio d'incendio con una particolare enfasi sull'affidabilità termo-strutturale dei materiali utilizzati per le opere da costruzione.

Lo svolgimento della tesi ha richiesto non solo l'approfondimento di diversi argomenti di natura teorica e normativa ma anche l'effettuazione di numerose prove di natura sperimentale, oltre che di diverse simulazioni numeriche.

Il presente lavoro, specialmente per quanto riguarda la resistenza all'incendio di strutture di muratura portanti, ed in particolare la campagna di prove sperimentali su campioni cilindrici di vari materiali, è stato svolto presso i laboratori dell'Area Protezione Passiva della Direzione Centrale per la Prevenzione e la Sicurezza Tecnica del Corpo Nazionale dei Vigili del Fuoco, ove il sottoscritto ha prestato servizio dal febbraio 2007 al febbraio 2011 in qualità di funzionario addetto al settore "Resistenza al fuoco". Presso la citata struttura, nell'ambito delle mansioni assegnategli, lo scrivente ha anche avuto modo di approfondire le tematiche connesse alla prevenzione incendi in generale ed alla resistenza al fuoco delle strutture (e la relativa valutazione analitica tramite gli Eurocodici), alle curve naturali d'incendio, alla modellazione dell'esodo ed all'approccio ingegneristico alla sicurezza antincendi. Le suddette attività sono state svolte sempre sotto la guida culturale del Prof. Guarascio, supervisore nel corso di dottorato e sempre nell'ambito della convenzione siglata tra CNVVF ed il corso di laurea in Ingegneria della Sicurezza e Protezione della Facoltà d'ingegneria dell'Università La Sapienza.

A partire dal febbraio 2011 inoltre il sottoscritto è impiegato come ingegnere della sicurezza antincendi presso il CERN, l'Organizzazione Europea per la Ricerca Nucleare; pertanto, al fine di poter sfruttare quest'esperienza lavorativa–culturale unica, è stato sviluppato un *case-study* relativo alla dinamica dei fumi all'interno delle gallerie dell'acceleratore Super Proton Synchrotron secondo le metodologie trattate ed illustrate in questa tesi.

Pur muovendosi nell'ambito dell'ARQP, la tesi si articola in diversi argomenti afferenti a numerosi campi: la modellazione fluidodinamica, la modellazione strutturale, lo studio

dell'esodo, l'affidabilità dei materiali strutturali, il calcolo delle probabilità, la sperimentazione, ecc. Appare quindi opportuno illustrare in questa sezione preliminare l'organizzazione del lavoro e l'interconnessione tra i vari moduli trattati.

1.2 La sicurezza antincendi

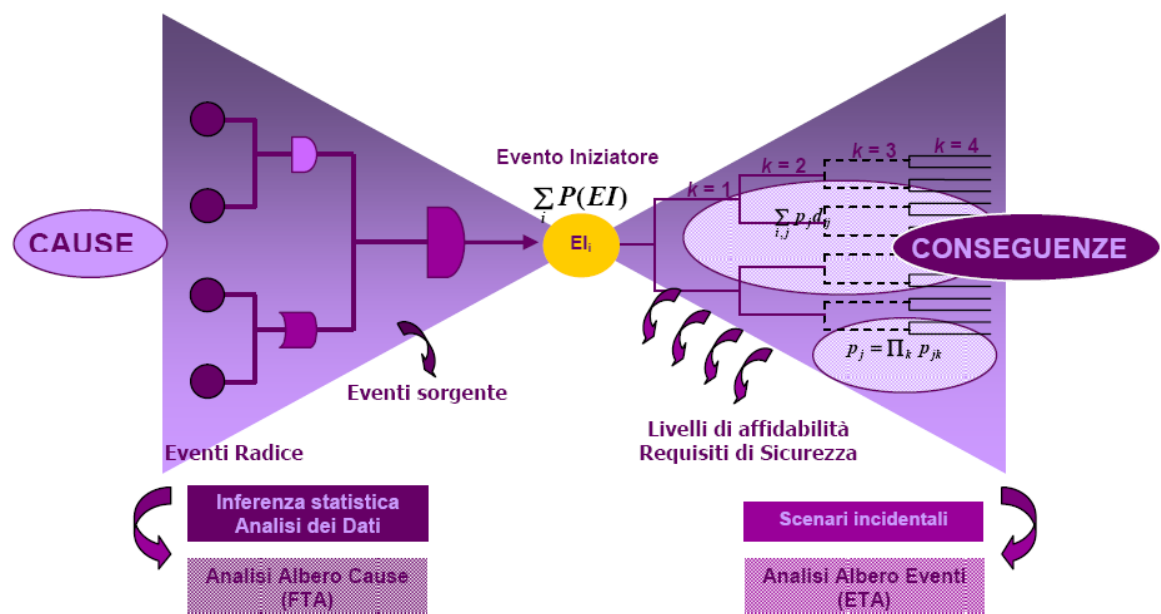
Il fenomeno incendio, di origine squisitamente antropica, ha rappresentato e rappresenta ancora oggi un importante fattore di rischio per moltissime attività umane. Tradizionalmente l'obiettivo della sicurezza antincendi è stato perseguito tramite una serie di prescrizioni volte ad assicurare un adeguato livello di prevenzione (limitare l'insorgere di principi di incendio) e protezione (limitare il danno agli occupanti ed ai beni a seguito dello sviluppo di un incendio). Questo approccio, pur avendo il pregio innegabile di una grande semplicità di implementazione da parte dei soggetti preposti e di verifica da parte degli organi di controllo, non esplicita pienamente il concetto di rischio che soggiace dietro al fenomeno incendio. La natura aleatoria di questo evento è infatti evidente: non si può stabilire dove e quando esso colpirà, se sarà prontamente rilevato, quanti occupanti saranno presenti, ecc. Conseguentemente, neanche il concetto di rischio residuo risulta esplicitato nell'approccio tradizionale; si presume in pratica che all'opera realizzata in conformità alle regole di prevenzione incendi sia associato un livello di rischio compatibile con la soglia comunemente accettata dalla società. Gli obiettivi principali della prevenzione incendi sono esplicitati in termini generali nei testi di legge. In tempi relativamente recenti, grazie agli avanzamenti teorico – applicativi nel campo della sicurezza antincendi, si sono consolidati numerosi metodi e tecniche di analisi ricadenti in quello che oggi viene chiamato "approccio ingegneristico alla sicurezza antincendi" o *fire safety engineering*. In base a questo approccio, l'obiettivo della sicurezza antincendi non viene più perseguito assicurando la conformità di un'opera a regole e/o prescrizioni deterministiche ma garantendo il soddisfacimento degli obiettivi di sicurezza che vengono esplicitati quantitativamente. L'introduzione di questa disciplina segna quindi un notevole passo in avanti per quanto riguarda il modo in cui il progettista si pone nei confronti del fenomeno incendio: secondo l'approccio tradizionale non era richiesto al progettista di prevedere le caratteristiche dello o degli incendi di progetto, valutarne la propagazione ed il danno a persone e beni, mentre secondo l'approccio ingegneristico è proprio tramite queste conoscenze che si può verificare o meno il soddisfacimento degli obiettivi di progetto.

Tuttavia anche questa nuova filosofia di studio presenta dei limiti nella misura in cui essa si occupa solamente del o dei legami causa – effetto tra pericolosità e danno, senza

inquadrarli in un'ottica più ampia offerta ad esempio dall'analisi di rischio quantitativa probabilizzata.

1.3 L'Analisi di Rischio Quantitativa Probabilizzata

L'ARQP è una metodologia di analisi, profondamente basata sul calcolo delle probabilità, finalizzata alla quantificazione di una qualsiasi tipologia di rischio tramite strumenti logici come gli alberi degli eventi e dei guasti.

La figura seguente, che a causa della forma particolare viene a volte chiamata come "diagramma a farfallino" o *bow-tie diagram,* sintetizza i momenti logici – operativi in cui questa metodologia si articola.

Al centro del diagramma è schematizzato l'*i*-esimo evento (critico) iniziatore EI. Alla sua sinistra è rappresentato un albero dei guasti (o delle cause); questo strumento di analisi, tenendo conto della concatenazione logica tra eventi o sistemi e a partire dai valori di probabilità di eventi (o affidabilità di componenti) elementari, può essere impiegato nell'analisi di rischio incendio sia per stimare la probabilità di accadimento di un evento critico, o *top event* (solitamente il verificarsi di un principio d'incendio), sia per valutare l'affidabilità di sistemi o impianti di protezione attiva.

Nella parte destra del diagramma è illustrato invece l'albero degli eventi, che funge da partitore dello spazio degli eventi esplicitandone i diversi scenari di danno e la relativa probabilità di accadimento in funzione di una serie di parametri aleatori, il cui stato non è noto a priori nel momento in cui si verifica l'evento critico iniziatore. Qualora uno degli eventi aleatori appena menzionati sia dipendente dal funzionamento o meno di un impianto

o sistema organizzato di componenti elementari, la relativa probabilità di funzionamento può essere stimata tramite il corrispondente albero dei guasti. Una volta determinato il danno associato a ciascuno degli scenari–conseguenza, è possibile calcolare infine gli indicatori quantitativi del rischio, in particolare rischio individuale, collettivo e atteso.

Nella Parte 2 di questo lavoro sono riportati i casi studio:

- Esodo in condizioni di incendio da locale uffici,
- Analisi di rischio incendio in un locale pubblico,

che esemplificano applicazioni di questa metodologia nell'ambito della sicurezza antincendi.

1.4 Definizione della pericolosità, legami deterministici pericolo - danno

Dopo aver inquadrato le tematiche proprie della sicurezza antincendi in un contesto di ARQP, appare naturale interpretare alcuni aspetti della prima da una diversa prospettiva. Infatti, al fine di caratterizzare al meglio il pericolo, ovvero l'incendio, è fondamentale avere una padronanza degli strumenti analitico–numerico–sperimentali che consentono di descrivere l'andamento di questo fenomeno in funzione delle molteplici condizioni a contorno che possono presentarsi ed in funzione della tipologia di analisi.

La pericolosità dell'incendio si estrinseca infatti in uno spazio multidimensionale. In esso, oltre al calore, dannoso sia per le strutture sia per gli occupanti, si producono infatti gas che possono essere asfissianti o tossici (danno alle persone) ma anche corrosivi (danno a persone e beni). Si producono inoltre dei fumi che possono essere opachi e che quindi, pur non direttamente pericolosi, peggiorano le condizioni di esodo degli occupanti incrementando così il danno potenziale. A seconda dell'obiettivo di progetto considerato occorre pertanto scegliere una modellazione per l'incendio che meglio descrive la pericolosità per i bersagli.

Le strutture risultano interessate soltanto in caso d'incendi pienamente sviluppati, ove uno dei parametri principali atto a caratterizzare l'incendio è il carico d'incendio specifico. Questa grandezza può essere vista come una variabile aleatoria di cui sono noti ad esempio tipo di distribuzione (solitamente Gumbel) e valore caratteristico. Tramite i concetti propri dell'affidabilità termostrutturale è possibile tenere conto di questa distribuzione al fine di fornire la migliore stima possibile per la probabilità di collasso della struttura interessata nell'arco della sua vita utile.

Nel presente lavoro sono stati presi in considerazione ed applicati i principali modelli d'incendio oggi disponibili, in particolare:

- Curve parametriche;
- Modelli a zone;
- Modelli di campo.

In particolare, le curve parametriche sono state utilizzate nei *case studies*:

- Scuola in muratura portante;
- Trave di legno soggetta ad incendio parametrico.

I modelli a zone sono stati utilizzati nei *case studies*:

- Studio dell'esodo da un edificio industriale;
- Struttura di acciaio per uso industriale;
- Telaio in cemento armato.

Un modello di campo (Fire Dynamics Simulator) è stato utilizzato per sviluppare lo studio della dinamica dei fumi nell'acceleratore SPS del CERN.

Tramite questi modelli è quindi possibile dare "la migliore descrizione possibile" della pericolosità legata all'incendio in corrispondenza alle principali condizioni a contorno (funzionamento di impianti di ventilazione, spegnimento automatici ecc..).

Per poter poi quantificare il danno, è necessario tenere conto anche della presenza di *bersagli* che possono essere "colpiti" da questa pericolosità. Tali bersagli sono di solito gli occupanti, i beni e le strutture.

Tale quantificazione viene effettuata tramite appositi modelli deterministici come ad esempio quelli di esodo o di risposta termo – strutturale. È chiaro come questi modelli, per quanto importanti, inseriti in un'ottica di ARQP costituiscono solo un aspetto parziale di connessione tra pericolosità e danno.

Nel presente lavoro sono stati applicati due diversi modelli di esodo:

- Il metodo descritto nella norma BS 7974-6, imperniato sul confronto tra il tempo disponibile per l'evacuazione degli occupanti (Available Safe Egress Time, ASET) prima del raggiungimento di condizioni pericolose per gli stessi ed il tempo richiesto affinché gli occupanti abbandonino l'opera (Required Safe Egress Time, RSET);

- Il metodo implementato nel programma FDS + EVAC che ricade nella categoria *agent – based* o *avatar – based* in cui ciascun occupante è modellato singolarmente e dotato di caratteristiche fisiche e strategie comportamentali e di esodo differenti.

Nel capitolo "Studio dell'esodo da un edificio industriale" viene mostrato un esempio di applicazione della norma BS 7974-6.

Per quanto riguarda invece il legame determinisico pericolosità danno in relazione alla resistenza al fuoco delle strutture, esso è compiutamente descritto dall'approccio affidabilistico degli Eurocodici.

In queste norme di progettazione infatti, oltre all'approccio semi probabilistico dei coefficienti parziali di sicurezza ne sono previsti altri che tengono conto esplicitamente della natura aleatoria dei carichi agenti, del modo in cui essi si combinano e delle caratteristiche di resistenza delle strutture.

Il caso studio della resistenza all'incendio parametrico della trave di legno è un'applicazione di detto approccio ad un singolo elemento strutturale.

Nel caso studio "Telaio in cemento armato" è stato applicato il metodo semplificato dei coefficienti parziali di sicurezza, mentre un approccio *full probabilistic,* che tiene conto anche delle diverse modalità di collasso e di come esse siano statisticamente correlate, è stato seguito per sviluppare il *case study* "Struttura di acciaio per uso industriale".

Un discorso a parte merita l'applicazione dei concetti sopra esposti alle murature portanti.

1.5 Il problema delle murature

Per la resistenza al fuoco delle murature portanti è stato condotto uno studio molto più approfondito che ha previsto l'effettuazione di numerose prove sperimentali, l'elaborazione di formulazioni analitiche e l'effettuazione di una campagna di simulazioni numeriche.

Il metodo preso in considerazione è quello descritto nell'Appendice C alla EN 1996-1-2, il cosiddetto modello semplificato per la determinazione della resistenza al fuoco delle murature portanti.

Il metodo in parola ruota attorno ad alcune costanti che rappresentano la diminuzione delle caratteristiche meccaniche della muratura a causa dell'alta temperatura. Tali constanti non vengono tuttavia fornite nel testo della norma, ciò che di fatto la rende inapplicabile.

L'onere di definire il valore da assegnare a queste costanti resta quindi a carico degli Stati membri che li devono definire nella rispettiva appendice nazionale alla EN 1996-1-2.

Al fine di poter definire il valore di queste costanti, il Ministero dell'interno ha costituito un apposito gruppo di lavoro cui il sottoscritto è stato chiamato a partecipare insieme ad eseponenti del mondo accademico e professionale.

Grazie alla collaborazione di tutti i soggetti coinvolti, è stato possibile definire e realizzare, presso il laboratorio citato in premessa, una campagna di sperimentazione volta alla caratterizzazione meccanica di alcune tipologie di materiali utilizzati per murature portanti alle alte temperature.

A valle di questa campagna, che tra l'altro ha consentito la valutazione sperimentale della conduttività termica tramite un apposito metodo semplificato, le informazioni raccolte hanno consentito di andare più lontano della definizione di una semplice costante, permettendo infatti di ricavare le curve tensione-deformazione dei materiali in funzione della temperatura.

Questo importante risultato ha consentito di sviluppare, come descritto in questa tesi, un modello analitico semplificato, leggermente più elaborato di quello riportato nella norma. Tramite questo modello, è possibile:

- tenere conto della variazione con continuità della resistenza a compressione della muratura in funzione della distribuzione di temperatura lungo la sezione;
- quantificare l'eccentricità dovuta alla deformazione termica in modo esplicito tramite la rigidezza flessionale dei vincoli e
- valutare gli sforzi normali indotti dalla dilatazione termica impedita.

In questo modo, sviluppando anche un algoritmo di risoluzione del campo termico lungo la sezione della parete, a partire da determinate condizioni iniziali e a contorno, è stato possibile risolvere il problema della determinazione della resistenza al fuoco delle pareti di muratura, anche sotto l'applicazione di curve parametriche d'incendio.

Il modello sviluppato ha costituito poi un punto di partenza per l'implementazione di un metodo di calcolo dell'affidabilità di una parete di muratura in caso d'incendio, quest'ultimo caratterizzato statisticamente tramite un carico d'incendio specifico ed un coefficiente di ventilazione.

Al fine di poter definire un legame analitico tra le variabili aleatorie di base del problema, segnatamente il carico d'incendio specifico, il coefficiente di ventilazione, la resistenza a

compressione della muratura ed i carichi agenti, è stato necessario effettuare una campagna di simulazioni numeriche in cui la dipendenza dal carico d'incendio specifico e dal coefficiente di ventilazione di eccentricità, sforzo normale impedito e diminuzione delle caratteristiche meccaniche è stata esplicitata.

Il metodo *full probabilistic* risultante ha permesso di risolvere il problema dell'affidabilità in caso d'incendio delle murature portanti.

PARTE 1 – STRUMENTI, METODI E PROCEDURE DELL’ARQP

2 Matematica del rischio e modelli decisionali per la sua gestione

2.1 Generalità, definizioni

Nel nostro Paese, la progettazione antincendio, specialmente per quanto attiene la sicurezza degli occupanti in caso di incendio, è fortemente basata su regole prescrittive. Tali norme verticali, infatti, descrivono in dettaglio quali misure devono essere adottate in modo da raggiungere un livello di sicurezza minimo per gli occupanti in caso di incendio.

Le regole tecniche hanno l'indiscutibile grande vantaggio di essere facili da usare: il progettista non deve fare altro che consultare la norma appropriata per trovare, ad esempio, quanto deve essere la larghezza minima delle uscite o la massima distanza percorribile per raggiungere l'uscita di emergenza più vicina. Nell'applicare questi regolamenti di sicurezza antincendio per la progettazione di edifici, il progettista non deve valutare e/o quantificare il rischio in quanto la sicurezza è già implicitamente soddisfatta nell'assumere i valori prescritti.

Tuttavia vi sono alcuni svantaggi nell'adottare questo approccio, in particolare le norme prescrittive risultano essere poco flessibili se non vengono applicate alle tipologie di edifici per cui esse sono stati inizialmente sviluppate. Spesso, se l'edificio per cui è necessario effettuare il progetto di sicurezza antincendio non ricade in nessuna attività-tipo, i regolamenti potrebbero obbligare il progettista ad utilizzare troppe (o inappropriate) misure di sicurezza antincendio. Per far fronte a queste difficoltà, specialmente per quanto attiene ad edifici pregevoli per arte e storia, è stato introdotto nel DPR 577/92 e successivamente modificato con il DPR 37/98 l'istituto della deroga.

Potrebbe anche accadere che, pur rispettando le norme prescrittive di prevenzione incendi, per alcune particolari attività, il livello di sicurezza sia addirittura troppo basso. Il rispetto delle norme prescrittive infatti implica la conformità delle scelte progettuali con le disposizioni di legge emanate dagli Organi competente in materia; tuttavia tali norme non sono state elaborate a fronte di un'analisi di rischio ed il rischio residuo ad esse associato non è quindi *a priori* quantificabile. I regolamenti prescrittivi, inoltre, come si può osservare rilevandone le differenze tra Paese a Paese, discendono fondamentalmente da scelte consolidate nel tempo e dalla pratica comune ma spesso prive di fondamento scientifico.

Perciò si può affermare che, nonostante l'implementazione piuttosto semplice di regolamenti prescrittivi, essi sono poco flessibili e possono portare ad edifici inutilmente costosi e in alcuni casi addirittura non sufficientemente sicuri. Come effetto di questi svantaggi, ed in conseguenza ai notevoli miglioramenti della conoscenza del fenomeno incendio, in diversi Paesi si sono andati sviluppando negli ultimi anni i cosiddetti regolamenti prestazionali per le costruzioni. I regolamenti prestazionali definiscono gli obiettivi di sicurezza antincendio che il progettista deve raggiungere, ma non danno specifiche prescrizioni quantitative affinché tale obiettivo possa essere raggiunto.

Purtroppo, c'è il diffuso fraintendimento che, per progettare misure di sicurezza antincendio che soddisfino regolamenti prestazionali, debbano essere usate necessariamente delle procedure di calcolo. Questo non è vero, dal momento che il metodo usato per soddisfare un dato requisito non ha nulla a che fare con il soddisfacimento del requisito stesso. Tuttavia, l'utilizzo di metodi di calcolo è frequentemente utilizzato per verificare i requisiti fissati.

Oggi è relativamente semplice sviluppare un progetto secondo l'approccio ingegneristico alla sicurezza antincendio, dal momento che sono disponibili software di calcolo liberamente scaricabili da siti Internet come ad esempio CFAST (http://www.nist.gov/el/fire_research/cfast.cfm). Tale programma, che implementa un modello a zone per la simulazione della dinamica di incendi in luoghi confinati, può calcolare il tempo disponibile per l'evacuazione, il quale poi può essere confrontato con quello assunto (o calcolato). Quando il tempo disponibile è maggiore del tempo di evacuazione, la sicurezza dell'occupante è assicurata. È fondamentale osservare come la relativa facilità con cui tali software forniscano una soluzione, sia essa giusta o sbagliata, possa portare a valutazioni erronee della sicurezza, specialmente se l'utilizzo di questi strumenti non è accompagnato da una adeguata conoscenza della problematica.

Si possono individure tre modalità di verifica della sicurezza di un progetto:

1. confrontare il progetto proposto con soluzioni già accettate in precedenza;
2. confrontare il progetto con livelli di rischio tollerabili;
3. o utilizzare valori di progetto nei calcoli basati su uno specifico livello di rischio.

Il primo metodo è più o meno equivalente ai metodi prescrittivi. Solitamente esso non richiede di ottimizzare una soluzione per uno specifico livello di rischio.

Gli altri due metodi sono basati sulla quantificazione di livelli specifici di rischio. Nel processo di progetto, il progetto proposto può essere valutato applicando i metodi

dell'analisi di rischio. Tale procedura può essere applicata anche dopo che l'edificio è stato completato al fine di verificare la sicurezza antincendio ad esso associata. Per essere in grado di utilizzare pienamente i vantaggi dei regolamenti prestazionali, il progetto deve essere basato sui metodi dell'analisi di rischio. Questa tesi descrive alcuni metodi che possono essere usati nel processo di progettazione. Uno di questi è chiamato Analisi di Rischio Quantitativa Probabilizzata (ARQP).

Dal momento che molte variabili sono affette da un'incertezza, l'analisi di rischio deve essere completata da un'analisi dell'incertezza. Applicare l'analisi dell'incertezza al metodo ARQP standard dà luogo al metodo ARQP esteso. Entrambi i metodi possono essere usati nel processo di gestione del rischio descritto in seguito. Il metodo ARQP standard in Italia è stato applicato a problemi di sicurezza antincendio in un numero limitato di casi, specialmente in ambito accademico, mentre in altri campi dell'ingegneria, come ad esempio in campo industriale per gli impianti ricadenti nel campo di applicazione della direttiva Seveso, viene regolarmente applicato (spesso senza una valutazione quantitativa del rischio ma solo delle aree di pericolosità).

Dal momento che i metodi di ARQP possono essere piuttosto complessi da utilizzare, è utile poter disporre di un metodo più semplice che faccia uso delle variabili di progetto in equazioni deterministiche ai fini della progettazione antincendio. Un esempio di questa soluzione progettuale è implementato negli Eurocodici strutturali di cui si tratterà ampiamente nel seguito di questa tesi. Questa serie di norme di progettazione infatti sono basate su dei principi di progettazione di stampo affidabilistico, descritti nella norma EN 1990, che prevedono l'effettuazione di una ARQP finalizzata al corretto dimensionamento degli elementi delle opere da costruzione. Tuttavia, al fine di semplificare le procedure di analisi, è consentito fare uso del metodo semiprobabilistico dei coefficienti parziali di sicurezza, di tipo deterministico e calibrato in modo da condurre a dimensionamenti accettabili per le comuni classi di costruzioni.

In questa tesi viene presentata ua procedura per derivare dei valori di progetto basandosi su un'analisi di rischio ed il suddetto metodo viene illustrato con un esempio. Si faccia attenzione infine a non confondere i valori di progetto, derivati da una ARQP, con i coefficienti di sicurezza tradizionalmente usati nella progettazione determinati in base all'esperienza e da altri tipi di valutazione.

2.2 Il processo di gestione del rischio

L'analisi di rischio è solo uno degli aspetti attinenti al concetto più globale di **gestione del rischio**, la quale può essere vista come la metodologia completa che include sia i metodi di analisi qualitativi sia quelli quantitativi. In particolare essa consiste nei seguenti passi:

- definizione degli obiettivi e dei criteri di accettabilità;
- definizione del sistema;
- analisi del rischio, a sua volta suddivisa nei seguenti passi:
    - stima del rischio;
    - valutazione del rischio;
- accettazione del rischio e relativa comunicazione, oppure;
- nuovo ciclo di analisi di rischio;
- implementazione pratica del risultato, incluso il monitoraggio.

La figura 1.1 mostra i diversi processi della procedura di gestione del rischio. Questa definizione del processo di gestione del rischio è illustrata nella norma ISO/TS 16732:2004 ed è quella usata in questa tesi. È possibile definire altri processi di gestione del rischio che prevedono diverse relazioni tra le varie fasi sopra introdotte come ad esempio quello illustrato nella norma IEC 60300-3-9, ora ritirata.

Come si può vedere dalla figura, l'analisi del rischio è solo una parte del processo di gestione del rischio. L'analisi del rischio, inoltre, può essere ulteriormente separata in almeno tre livelli, in funzione di quanto deve essere dettagliata l'analisi e le risorse lavorative disponibili

- Metodi qualitativi
- Metodi semi-qualitativi
- Metodi quantitativi

Durante l'analisi del rischio, tutti e tre i livelli possono essere usati in sequenza. I primi metodi sono usati per determinare quali sono gli scenari più importanti per cui è necessario continuare con l'analisi di rischio quantitativa.

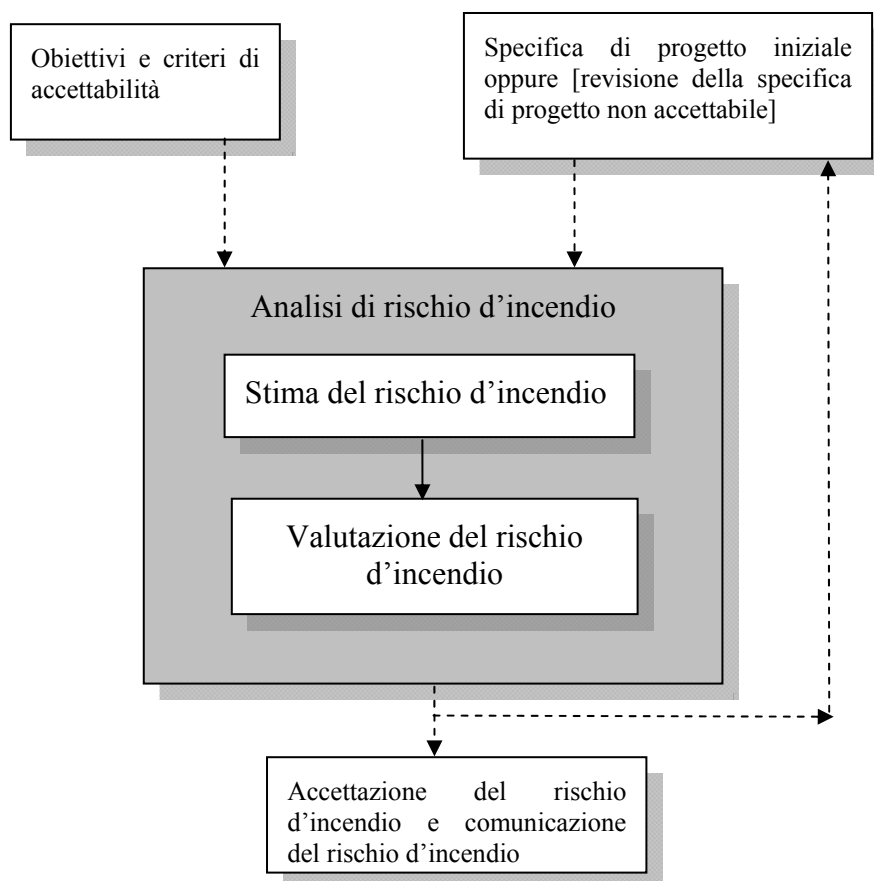



Figura 2-1 Le attività nel processo di gestione del rischio

2.2.1 Metodi qualitativi

I metodi qualitativi vengono utilizzati per identificare gli eventi più pericolosi che però non vengono poi classificati in base ad un grado di pericolo. Per l'industria dei processi chimici, sono stati sviluppati dei metodi come l'HazOp, il what-if e altri. I metodi qualitativi possono essere utilizzati come metodi di selezione nell'analisi di rischio preliminare.

2.2.2 Metodi semi-quantitativi

I metodi semi-quantitativi vengono usati per determinare il pericolo relativo associato ad eventi non voluti. Questi metodi sono normalmente a indici, a classificazione numerica, etc., dove i pericoli sono classificati in accordo ad un sistema di attribuzione del punteggio.

Sono stati sviluppati diversi metodi a schema di punti per l'analisi della sicurezza antincendio, il sistema Gretener (BVD, 1980), le linee guida CFPA-E e la direttiva 89/391/EEC del 12 giugno 1989. Anche la norma ISO/TS 16733 fornisce una metodologia di analisi di rischio semplificata che prevede un ordinamento degli scenari in base ad un

valore stimato del danno. Il sistema Gretner è stato sviluppato da una compagnia di assicurazioni ed è principalmente concepito per la protezione di beni. Esso, tuttavia, è stato ampiamente utilizzato ed è piuttosto esaustivo nella descrizione del rischio.

Una delle controindicazioni principali dei metodi a punti è che questi fanno uso di dati obsoleti, in quanto le nuove tecnologie vengono incluse piuttosto lentamente. Le influenze sul metodo dovute alle esperienze precedenti degli autori e, per esempio, dalla tradizione edilizia, sono inevitabili. Il metodo NFPA favoreggia la tradizione edilizia nord americana è può non essere applicabile in Europa. D'altro canto, la semplicità del metodo è un vantaggio. Solitamente sono richieste solo delle competenze base.

Altri metodi semi-quantitativi utilizzati in questa area si focalizzano sulla classificazione del rischio. I pericoli vengono giudicati in termini di frequenza e di conseguenze attese. La frequenza e le conseguenze sono selezionate da una lista consistente in cinque livelli. Combinando la classe della frequenza e delle conseguenze, si ottiene la classe del rischio. Questa misura può essere utilizzata per confrontare i pericoli. Questa analisi è solitamente eseguita a livello collettivo e non è applicabile ad un singolo edificio o ad una singola industria.

Tipicamente, il livello di rischio corrispondente ad un dato pericolo viene espresso tramite matrici in cui in ascissa viene riportato l'impatto in termini di danno mentre in ordinata la probabilità di accadimento. Entrambe queste variabile sono discretizzate in modo che la prima può assumere valori come basso, medio e alto, mentre la seconda come improbabile, probabile, molto probabile. I limiti di questo approccio sono purtroppo evidenti quando si consideri che la valutazione del danno risulta comunque qualitativa, l'attribuzione di probabilità di un evento indesiderato avviene spesso in modo stimato o comunque non basato su evidenze tecnico / ingegneristiche e in ogni caso non è possibile "pesare" i differenti scenari conseguenti ad un particolare evento critico iniziatore i quali, a loro volta, dipendono da altre condizioni anch'esse aleatorie.

Likelihood			
Very likely	Medium 2	High 3	Extreme 5
Likely	Low 1	Medium 2	High 3
Unlikely	Low 1	Low 1	Medium 2
What is the chance it will happen?	Minor	Moderate	Major
	Impact		

Sono disponibili altri metodi a indici specifici per l'industria, per esempio, per l'industria dei processi chimici (CPQRA, 1989). Tipici metodi a indici sono l'Indice di Costo Sociale Equivalente ed il Tasso d'Incidente Mortale.

L'Indice di Costo Sociale Equivalente (ICSE) è un'espressione alternativa del rischio sociale medio. La differenza rispetto alla forma usuale di rischio sociale medio è che viene incluso un fattore *p* di avversione al rischio. Usualmente a *p* viene associato un valore maggiore di 1.0 per considerare la avversione ad un gran numero di vittime, la relazione diviene in questo modo non lineare. L'Indice di Costo Sociale Equivalente può essere espresso come

$$ICSE = \sum_{i=1}^{n} p_i N_i^p \quad (1.1)$$

Sono stati suggeriti dei valori idonei per il coefficiente di avversione al rischio *p* tra 1.2 e 2 (Covello et al., 1993). N_i è il numero delle vittime ogni anno relative allo scenario *i*. Il termine scenario è definito nel capitolo 3. L'ICSE è un indice puro per confrontare le misure ingegneristiche. La correlazione ad unità monetarie non è significativa dal momento che il fattore *p* è più o meno basato sul giudizio esperto senza alcuna connessione a livelli di rischio accettabili.

Il Tasso d'Incidenti Mortali (TIM) viene utilizzato per la valutazione degli incidenti dei lavoratori. Il TIM esprime il numero di morti per 10^8 ore (approssimativamente 1000 vite lavorative). Esso è una misura che combina i contributi del rischio da diverse fonti. È strettamente collegato ad una misura di rischio individuale media utilizzata nell'industria dei processi chimici.

2.2.3 Metodi quantitativi

Il livello finale dell'analisi è il più estensivo in termini di quantificazione del rischio. Esso è anche il più laborioso. In questo livello, si può distinguere tra analisi deterministica ed analisi probabilistica. L'analisi deterministica si focalizza sulla descrizione dei pericoli in termini di conseguenze. Non viene presa in considerazione la frequenza con cui il pericolo si manifesta. Un esempio tipico è la determinazione di uno scenario di *worst case*: se il progetto fornisce una prestazione accettabile in occasione di tale scenario, si può considerare che ciò avverrà anche per gli altri scenari.

Nell'approccio probabilistico invece il rischio viene quantificato basandosi sia sulla frequenza che sulle conseguenze. Il metodo dell'Analisi di Rischio Quantitativa Probabilizzata usa informazioni relative alle domande:

- Che cosa può andar male?
- Quanto spesso accadrà?
- Quali sono le conseguenze se ciò avviene

Questo approccio è stato usato nei calcoli di propagazione dell'incendio negli edifici e sulle navi (Fitzgerald, 1985). Uno dei più estesi programmi di rischio incendio è stato sviluppato negli Stati Uniti negli anni '90 (Bukowski et al., 1990). La metodologia è usata per derivare il numero atteso di vittime all'anno negli edifici. L'obiettivo principale era quello di studiare l'influenza del rischio relativo a diversi materiali da costruzione per edifici.

2.3 Gli strumenti dell'analisi di rischio: sistemi logici (ETA, FTA)

2.3.1 Analisi dell'albero degli eventi

In caso d'incendio, il risultato finale non è noto in anticipo in quanto possono verificarsi diverse circostanze in funzione delle condizioni iniziali dell'evento. Le condizioni dello scenario nel momento dell'incidente influenzeranno l'esito finale. Nella procedura di analisi dei rischi è spesso necessario esaminare un gran numero di scenari con differenti catene di eventi. Ad ogni evento finale, esito o scenario può essere assegnata una probabilità di manifestarsi come conseguenza dell'incertezza su quale evento si manifesterà effettivamente. Per strutturare le possibili sequenze di avvenimenti che nascono da un evento iniziale, si può adottare l'approccio dell'albero degli eventi, o *Event Tree Analysis* (ETA). Gli alberi degli eventi sono metodi logici induttivi per identificare le

varie sequenze incidentali che si possono generare a partire da un singolo evento iniziatore. Tale approccio è basato sulla discretizzazione della reale evoluzione dell'incidente in un certo numero di eventi macroscopici; le sequenze accidentali che ne derivano sono poi quantificate in termini della loro probabilità di accadimento. Un albero degli eventi fornisce una descrizione logica dei possibili eventi finali sotto forma di grafico, esso è pertanto un metodo razionale per l'analisi dei rischio quantitativa.

Un albero degli eventi ha inizio con un ben definito evento iniziatore, ad esempio il verificarsi di un principio di incendio. Ne consegue che esiste un albero degli eventi per ciascun evento iniziatore considerato. È chiaro quindi che non è possibile analizzare nel dettaglio con questa tecnica tutti gli (infiniti) eventi iniziatori ma occorre raggruppare tali eventi in **classi**[1]; successivamente sarà analizzato un solo evento, giudicato il più rappresentativo, per ciascuna delle suddette classi.

Un esempio di un albero degli eventi è mostrato in Figura 3.1.

L'albero degli eventi che descrive l'evacuazione in caso di un incendio, si origina da un evento iniziatore, il principio di incendio. Differenti installazioni o circostanze che avranno un effetto sull'esito possono essere considerate come rami dell'albero degli eventi.

Ad ogni biforcazione, possono verificarsi diverse alternative. Per esempio, un'installazione come un sistema di allarme antincendio automatico potranno funzionare oppure no. Le alternative alla biforcazione influenzano le parti seguenti dell'albero. Ogni esito dell'albero degli eventi è il risultato di una catena di eventi che conduce all'evento finale.

[1] Il criterio solitamente utilizzato per il raggruppamento degli eventi iniziatori in classi è il fatto che essi conducano a conseguenze similari.

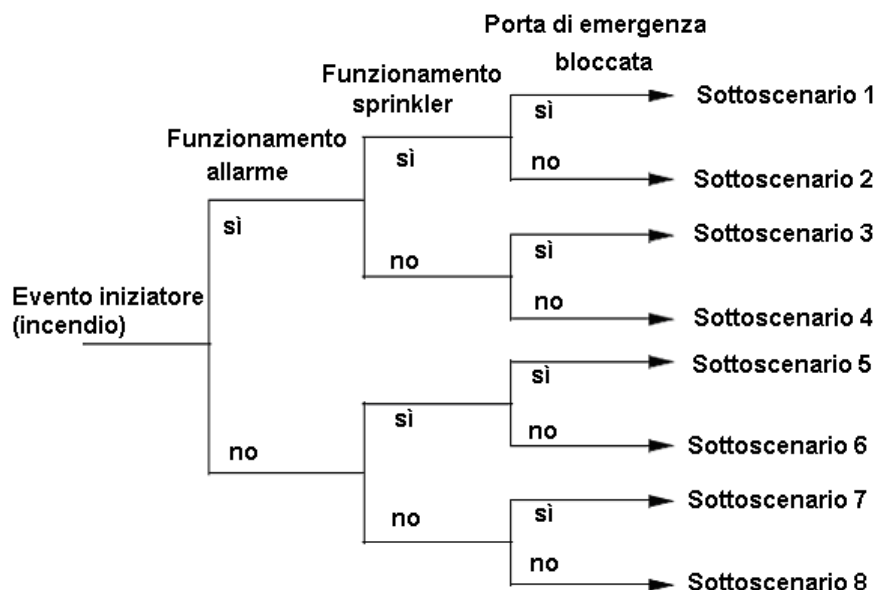



Figura 2-2: Un albero degli eventi per un semplice analisi di rischio incendio

L'albero degli eventi struttura lo scenario in modo che le relative domande per le analisi possano essere identificate:

- Cosa può succedere?
- Qual è la probabilità di ogni scenario?
- Quali sono le conseguenze di ogni scenario?

Ogni esito finale, o scenario, nell'albero degli eventi ha il suo insieme di risposte, chiamato "tripletta di Kaplan e Garrick" (Kaplan et al., 1981). Una tripletta è composta da tre variabili (s_i, p_i, c_i), dove $i = 1,2,\ldots,n$ dove n è il numero dei sotto-scenari, cioè il numero di rami dell'albero degli eventi.

Il termine s_i è la descrizione dell'evento mentre p_i e c_i descrivono rispettivamente la probabilità e la conseguenza dello scenario. Il termine c_i può, in alcune applicazioni, essere un vettore contenente informazioni su diverse conseguenze, per esempio, conseguenze per l'ambiente, le persone o la perdita economica. Differenti criteri decisionali non possono essere combinati in un unico criterio nell'ambito di una stessa valutazione.

Le conseguenze possono essere quantificate come numero di danni, perdite umane o persone che trovano le vie di esodo bloccate. La deduzione formale della misura della conseguenza sarà ulteriormente trattata nei capitoli successivi di questa tesi.

Il rischio totale è l'insieme di tutte le triplette $R = \{(s_i, p_i, c_i)\}$ per un dato albero di eventi. In questa definizione di rischio, sono incluse tutte le informazioni relative al rischio. Ogni

scenario è definito dalla sua probabilità e le sue conseguenze. L'insieme delle triplette può essere salvato come tre vettori, uno per ciascuna componente nella tripletta.

Ad ogni biforcazione, le probabilità degli esiti possibili, può essere descritta come $p_{failure}$ e $p_{success}$ = 1.0 - $p_{failure}$. La probabilità del scenario finale, p_i, per ciascun ramo è semplicemente il prodotto delle probabilità dei rami che conducono a quello scenario; inoltre dovrà essere inclusa anche la probabilità dell'evento iniziatore, $p_{initial}$, nel calcolo di p_i.

A volte conviene separare la probabilità dell'evento iniziatore e le probabilità descritte dall'albero degli eventi. La probabilità di ogni scenario, senza considerare la probabilità dell'evento iniziatore, può essere indicata con $p_{ET,i}$. La probabilità totale per il scenario *i*-esimo può essere scritta come

$$p_i = p_{initial} \cdot p_{ET,i}$$

La probabilità $p_{initial}$ può essere omessa quando si eseguono analisi comparative tra differenti soluzioni per cui la probabilità $p_{initial}$ rimane la stessa. In questo caso, le uniche differenze sono quelle che nascono dalle descrizioni dello scenario, ovvero dall'albero degli eventi. In queste condizioni, invece di considerare nelle triplette le probabilità p_i, vengono considerate le $p_{ET,i}$ al fine di effettuare studi comparativi. La somma delle $p_{ET,i}$ può essere scritta come:

$$\sum_n p_{ET,i} = 1.0$$

Come conseguenza di ciò si può scrivere che la somma delle p_i è pari a:

$$\sum_n p_i = p_{initial}$$

2.3.2 Albero dei guasti

Le probabilità degli eventi (o rami) dell'albero degli eventi possono essere determinate con tecniche diverse, p.es. tramite analisi di dati storici o effettuando analisi probabilistiche. Per gli impianti tecnici complessi, come quelli costituenti i sistemi di protezione attiva, i dati di affidabilità possono essere noti solo a livello di componente. Ogni evento (o ramo) dell'albero degli eventi può essere interpretato come il *top event* di un albero dei guasti che consente di calcolare la probabilità di accadimento dell'evento stesso; il valore così calcolato rappresenta la probabilità condizionata di accadimento dell'evento, ammesso che gli eventi che lo precedono in quella sequenza si siano verificati. In caso di eventi indipendenti, la moltiplicazione delle probabilità condizionate per ciascun ramo in una sequenza dà la probabilità della sequenza.

La tecnica dell'albero dei guasti, è dunque un metodo che può essere usato per stimare la probabilità di guasto di un sistema, come ad esempio un impianto di spegnimento di tipo *sprinkler*, tracciando le interrelazioni tra gli eventi che hanno il guasto come *top event*.

Un albero dei guasti è una rappresentazione grafica delle relazioni causali ottenute quando una modalità di guasto di un sistema viene analizzata a ritroso per ricercarne le cause possibili. Per completare l'elaborazione di un albero dei guasti per un sistema complicato, è necessario prima comprendere come tale sistema funziona (ad esempio tramite l'uso di un diagramma a blocchi di affidabilità).

Il primo passo necessario per la costruzione di un albero dei guasti è poi la scelta di un particolare guasto del sistema che interessa analizzare, denominato *top event*. Tutti gli altri eventi saranno analizzati in funzione dell'effetto che essi hanno sul *top event*.

Il passo successivo consiste nell'identificare quegli eventi che da soli sono in grado di far verificare il *top event.* Tali eventi sono connessi poi graficamente al *top event* tramite una porta o operatore logico OR[2] (cfr. Figura 2-3).

Una volta che il primo livello di eventi direttamente determinanti il *top event* è stato individuato, occorre esaminare ciascuno di essi per verificare se possa essere ulteriormente decomposto in altri eventi elementari che ne determinano il verificarsi. In questo stadio la domanda da porsi è: questo evento è

- Un guasto primario?
- Oppure deve essere decomposto ulteriormente in più cause di guasto primarie?

Nel primo caso, il corrispondente ramo dell'albero termina. Al contrario, se un evento di primo livello non viene identificato come causa di guasto primaria, esso deve essere esaminato per identificare i sotto-eventi che contribuiscono al suo verificarsi e le loro relazioni logiche.

La procedura di analisi dell'albero viene continuata finché tutti i rami terminano in cause di guasto primarie di cui sono note le probabilità di accadimento. A volte, alcuni eventi che

[2] . In corrispondenza dell'operatore OR, è sufficiente che si verifichi una sola condizione per poter verificare la condizione a monte; mentre per l'operatore AND devono essere soddisfatte tutte le condizioni simultaneamente.

richiederebbero un'ulteriore scomposizione possono essere temporaneamente classificati come primari.

In figura è mostrato un albero dei guasti (semplificato e presentato solo a titolo esplicativo) per un sistema di illuminazione di emergenza dove il *top event* è la mancata accensione della lampada.

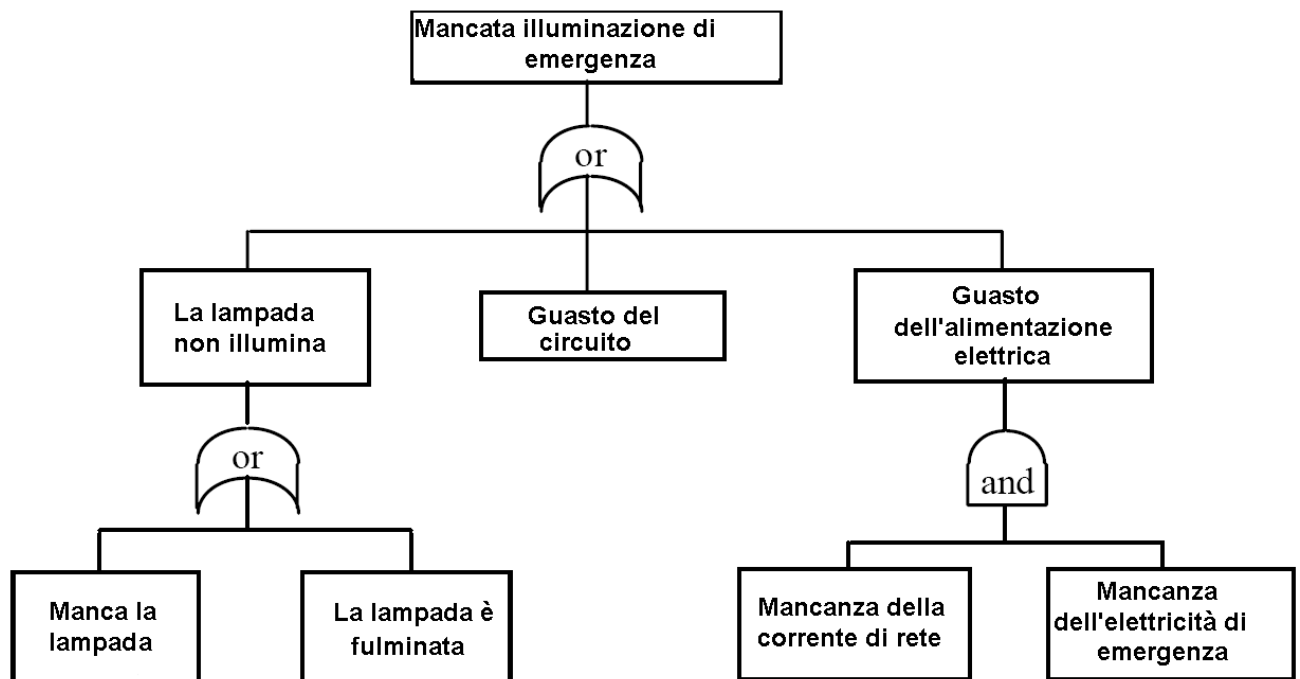



Figura 2-3: Un esempio di albero dei guasti

La tecnica dell'albero dei guasti è usata piuttosto frequentemente nei processi industriali per calcolare la probabilità di guasto di sistemi complessi per i quali l'affidabilità è incognita. Per quanto riguarda la sicurezza antincendio degli edifici, questa tecnica può anche essere utilizzata per ottenere informazioni accurate circa i sistemi rilevanti per la sicurezza degli occupanti.

2.3.3 Problemi relativi agli alberi logici

Oltre al fatto di non essere in grado in alcuni casi di stimare in modo sufficientemente accurato le probabilità negli alberi degli eventi o dei guasti, e di avere una conoscenza impropria del sistema, vanno considerati almeno altri tre fattori in grado di creare problemi:

- Causa comune di guasto (l'acronimo inglese è CCF)
- Errori umani
- Eventi esterni

Un CCF è caratterizzato da un errore che influenza l'albero degli eventi in vari punti. Un esempio tipico di questi fattori è il guasto dell'alimentazione elettrica che ha impatti sull'illuminazione di emergenza, sul funzionamento dei sistemi di sicurezza etc.

Questo tipo di guasto viene considerato come evento base in un numero di alberi degli eventi in modo da determinare la probabilità dei rami. Il modo per occuparsi delle cause comuni di guasto è identificarle, quantificarle e infine formulare una strategia di difesa contro di esse in modo da minimizzare l'effetto del guasto.

La valutazione del rischio umano (Human Risk Assessment – HRA, Reason – 1990) è fondamentalmente concepita per identificare possibili errori umani e quantificarli in modo da incorporarli nell'albero degli eventi. Essere a conoscenza della possibile esistenza di errori umani può portare all'elaborazione di strategie atte a minimizzarli. Ciononostante essi devono sempre essere inclusi come fonte di guasto nell'analisi dell'albero degli eventi.

Esempi tipici di errori umani nell'area della sicurezza personale, sono la cattiva interpretazione degli indizi di incendio, scelte inappropriate durante l'evacuazione, ed il mancato trasferimento di informazioni relative alla manutenzione di apparecchiature vitali.

Gli eventi esterni possono essere classificati in due categorie (CPQRA, 2000):

- Pericoli naturali: terremoti, fulmini, etc..
- Eventi causati dall'uomo: impatti con aerei, sabotaggi, etc..

Questi eventi possono essere incorporati nell'analisi dei rischi se reputati rilevanti. Si può anche effettuare un'analisi separata per valutare le conseguenze di questi eventi.

2.4 Valutazione del rischio

Al fine di applicare praticamente i metodi di analisi del rischio, sono necessari dei criteri per definire un livello di rischio accettabile. I livelli di rischio accettabile devono essere determinati sulla base dei criteri decisionali scelti nell'analisi di rischio. Si utilizzano criteri decisionali basati sull'**utilità** per stimare il costo di diverse alternative e per ottimizzare il rapporto costi/benefici mentre quelli basati sul **diritto** si usano per determinare la sicurezza in base a quello che è accettabile dal punto di vista della società. Il valore del rischio, sia individuale che collettivo, è poi confrontato con i livelli che la società è intenzionata ad accettare in termini, ad esempio, di vite umane. Si deve richieder infine che la prestazione di un dato sistema raggiunga determinati livelli obiettivo.

Non ci sono livelli di rischio tollerabile comunemente accettati. Vi sono però rischi connessi a numerosi sistemi tecnologici comunemente usati al giorno d'oggi anche se il

loro livello di rischio non è esplicitamente dichiarato. Dei livelli di rischio quantificato sono stati usati solo per pochi grandi opere da costruzione, ad esempio in relazione al trasporto di merci pericolose. I criteri di rischio devono essere basati su quanto la società è intenzionata ad accettare.

2.4.1 Misure del rischio

Prima di presentare i diversi metodi di analisi del rischio, è appropriato introdurre le varie misure tramite le quali può essere espresso il rischio. È possibile identificare almeno due diverse misure del rischio:

- Rischio individuale (IR)
- Rischio collettivo (SR)

Queste sono le due misure del rischio più frequenti attualmente nelle analisi di rischio; tuttavia, confrontare misure di rischio ottenute da differenti analisi di rischio può rivelarsi un compito difficile dal momento che le misure devono essere basate su assunzioni simili ed essere definite nello stesso modo.

In questa tesi viene illustrata una metodologia base per l'analisi di rischio in caso di incendio.

2.4.1.1 Rischio individuale

Il rischio totale individuale per ciascun particolare occupante può essere calcolato, per ciascun scenario dell'albero degli eventi, e poi riassunto per tutti gli eventi per fornire un rischio totale individuale, IR (*Individual Risk*). In generale, la misura di rischio consiste nella somma su tutti gli scenari considerati, posizione dell'incendio e obiettivi soggetti al pericolo. Il rischio totale individuale può essere usato per confrontare differenti situazioni di rischio tra loro.

Il rischio individuale può essere considerato come il rischio condizionato dal fatto di trovarsi in una determinata posizione. Quando si trovano all'interno di un edificio, il rischio momentaneo al quale gli occupanti sono esposti individualmente è appunto il rischio individuale; tuttavia, tale misura del rischio non prende in considerazione il tempo che gli occupanti trascorrono all'interno dell'edificio, per esempio, ogni anno.

Nell'industria dei processi chimici possono essere usate altre misure del rischio individuale nell'analisi dei rischi. Il massimo rischio individuale è quello al quale è soggetta la persona più esposta in prossimità della fonte del pericolo, per esempio, ad un'emissione di un gas

tossico. In questo caso il rischio sarà una funzione della distanza dalla sorgente dell'emissione: differenti distanze implicano differenti rischi. La frazione di occupanti che si trova in una certa posizione viene utilizzata per "pesare" il rischio legato ad una particolare distanza. La somma di tutti questi contributi medi fornisce il rischio medio individuale. Questo implica che considerare un'area sufficientemente ampia può portare ad un rischio medio individuale piuttosto basso.

Dal momento che l'incendio in un edificio può essere considerato confinato all'interno di un compartimento antincendio, il rischio può essere considerato, in alcuni casi, costante all'interno del compartimento. Il rischio individuale per ciascun occupante il compartimento sarà lo stesso e pari al massimo rischio individuale. Se l'incendio si propaga ad altri compartimenti può essere possibile stimare una misura del rischio medio. A causa delle varie definizioni di rischio individuale, è necessario confrontare con attenzione valutazioni effettuate seguendo diverse definizioni del rischio individuale.

Il rischio individuale è solitamente espresso in termini di probabilità per anno di essere esposti ad un evento indesiderato, cioè il pericolo, considerando tutti gli scenari. In particolare:

$$IR = \sum p_i \quad \text{per tutte le } i \text{ in cui } c_i > 0$$

Dove p_i è la probabilità di accadimento dello scenario i-esimo. Le p_i incluse nella misura del rischio individuale sono quelle per cui $c_i > 0$, e cioè almeno una persona non è in grado di scappare in modo sicuro dalla posizione in cui si trova. Questa definizione di rischio individuale è anche quella adottata nel documento ISO/CD 13387 (del 1997).

A causa della natura spesso comparativa negli studi di ingegneria di sicurezza antincendio, $p_{initial}$ può a volte essere trascurata. Le uniche probabilità che entrano in gioco nella valutazione sono pertanto le $p_{ET,i}$.

2.4.1.2 Rischio collettivo

Sono disponibili vari modi di esprimere il rischio collettivo, una volta determinate le triplette di Kaplan e Garrick (cfr. §2.3.1), il più comune dei quali consiste nell'esprimere il rischio in termini di una curva FN (*Frequency Number profile*) o profilo di rischio (cfr. Figura 2-5) in un diagramma log-log. Una curva FN risponde alla domanda: "Quanto è probabile che il danno sia superiore ad un determinato valore?"; essa rappresenta perciò la frequenza di superamento di una certa soglia del danno. Sulle ascisse di una curva FN solitamente viene riportato il numero di vittime calcolato nell'analisi di rischio. Ciò

implica che il rischio non è costante in termini di numero di vittime e probabilità con cui esse si verificano, dal momento che la probabilità di accadimento diminuisce all'aumentare del numero di vittime.

La curva FN può anche essere utilizzata nell'ARQP per confrontare diverse soluzioni progettuali o per verificare che il progetto elaborato rispetta il livello di rischio tollerabile.

Il rischio collettivo è connesso con il rischio di avere molteplici vittime. In questo caso non viene considerata solo la probabilità di accadimento di un singolo scenario che comporta l'evento indesiderato ma anche il numero di vittime esposte al pericolo. Le persone vengono considerate come un gruppo, senza considerare gli individui in esso contenuti ed il rischio viene definito da un punto di vista collettivo.

Il rischio collettivo viene spesso descritto dalla curva di superamento della probabilità dell'evento e le conseguenze di quell'evento in termini di numero di vittime. Questa curva è nota come curva FN e mostra, come già accennato, la probabilità (distribuzione retrocumulata) che le conseguenze siano peggiori di un valore specificato sull'asse delle ascisse.

Un'altra forma in cui può essere espresso il rischio collettivo è la misura del rischio collettivo medio che è una forma globale della curva FN. Il rischio medio è espresso in termini di numero di vittime attese per anno.

Un evento indesiderato viene qui definito come una circostanza in cui delle persone non sono in grado di sfuggire ad un incendio nel tempo di esodo disponibile, definito come il tempo necessario per raggiungere livelli critici o letali di condizioni insostenibili. Perciò sarà utilizzato il termine più generale di "profilo di rischio" per rappresentare il rischio collettivo al posto del termine curva FN. Il profilo di rischio è equivalente alla curva FN quando le conseguenze indesiderate sono derivate da livelli letali di condizioni insostenibili.

Per creare un profilo di rischio, le triplette devono essere ordinate in ordine crescente di conseguenza, cioè in modo che $c_i < c_{i+1}$ (vedere Tabella 2-1). Il profilo di rischio può essere disegnato come una funzione a gradino (vedere figura). Le probabilità p_i, in questa figura, sono le probabilità dell'albero degli eventi, $p_{ET,i}$. Il valore massimo dell'asse delle ordinate è pertanto 1.0, dal momento che:

$$P = \sum_{i=1}^{n} p_{ET,i} = 1.0$$

s_i	p_i	c_i	**Probabilità retrocumulata**
s_1	p_1	c_1	$1 - p_1$
s_2	p_2	c_2	$1 - \sum_1^2 p_i$
s_3	p_3	c_3	$1 - \sum_1^3 p_i$
---	---	---	---
s_{n-1}	p_{n-1}	c_{n-1}	$1 - \sum_1^{n-1} p_i$
s_n	p_n	c_n	$1 - \sum_1^{n} p_i = 0$

Tabella 2-1: Triplette ordinate per conseguenze crescenti

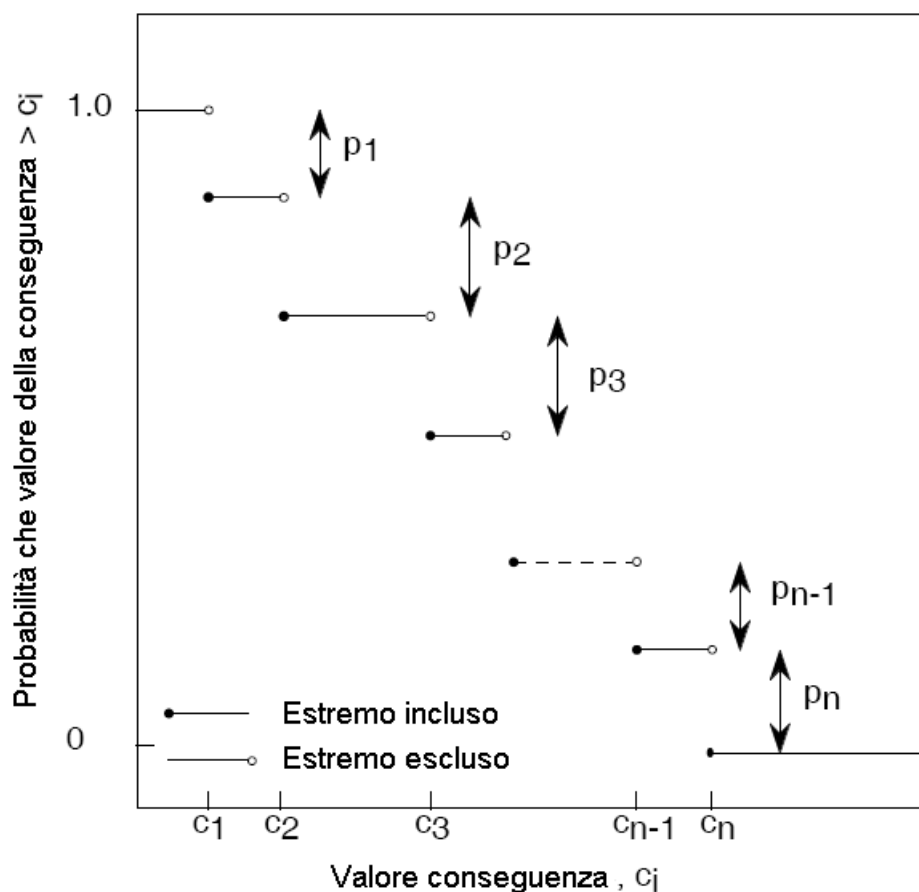



Figura 2-4: Costruzione del profilo di rischio nell'ARQP

Gli alberi degli eventi di dimensioni ridotti possono essere valutati anche a mano, ma se l'albero degli eventi è molto articolato, potrebbe essere necessario utilizzare un *software* di calcolo.

Il profilo di rischio mostra le informazioni contenute nelle probabilità p_i e le conseguenze c_i per ogni scenario, posizione dell’incendio e obiettivi soggetti al pericolo. Uno scenario è tanto più sicuro quanto si trova in prossimità dell’angolo inferiore sinistro del diagramma. La semplice illustrazione mostrata in Figura 2-4 non riporta alcuna informazione in merito al valore del rischio quantitativo, poiché essa riguarda solo i diversi valori di $p_{ET,i}$. Per completare l’analisi, occorre considerare anche la probabilità di accadimento dello scenario iniziale moltiplicandola per i singoli valori di $p_{ET,i}$.

A volte il risultato dell’analisi di rischio può essere presentato come una curva continua. Se il numero di scenari considerati è alto, la curva a gradino tende ad una curva continua, tuttavia se il numero di scenari è basso, l’utilizzo di una curva continua può portare a sottostimare il rischio.

Un’altra grandezza rappresentativa del rischio collettivo è il rischio collettivo medio (ASR, da *Average Societary Risk)*, il quale condensa le informazioni contenute nel profilo di rischio in un solo numero. Il rischio medio rende possibile confrontare facilmente diverse alternative di progetto e consiste fondamentalmente nella somma per tutti gli scenari, dei prodotti tra probabilità e conseguenze di un singolo scenario, cioè:

$$ASR = \sum_{i=1}^{n} p_i c_i$$

che fornisce il numero di vittime attese all’anno.

2.4.2 Accettabilità del rischio

Le misure di rischio calcolate in base a quanto esposto nei paragrafi precedenti devono poi essere confrontati con dei valori limite che costituiscono il livello di rischio tollerabile, di seguito esposto.

I livelli di rischio tollerabile possono essere espressi in modi differenti, effettuando stime probabilistiche o deterministiche. Le stime deterministiche possono essere sotto forma di requisiti minimi (ad esempio la distanza da un pericolo etc.) mentre quelle probabilistiche considerano la probabilità di accadimento di un dato evento e le sue conseguenze.

Solitamente, i risultati di una misura del rischio di tipo probabilistico vengono presentati tramite le curve FN e le misure di rischio individuale. È la società che comunemente definisce i vincoli da rispettare, che nelle curve FN sono rappresentati da una linea limite al di sotto della quale devono trovarsi tutti i valori riportati. Anche il rischio collettivo medio può essere utilizzato come misura del rischio tollerabile; esso è espresso in termini di

vittime attese all'anno. Il rischio individuale indica anche il massimo rischio tollerabile ed è solitamente espresso come probabilità annua. La Figura 2-5 mostra schematicamente come il criterio di rischio tollerabile può essere utilizzato in una curva FN. Nella figura, la retta rappresenta il massimo livello di rischio tollerabile ed è chiaro che l'analisi considerata non raggiunge gli obiettivi di sicurezza, dal momento che parte della curva si trova al di sopra di essa.

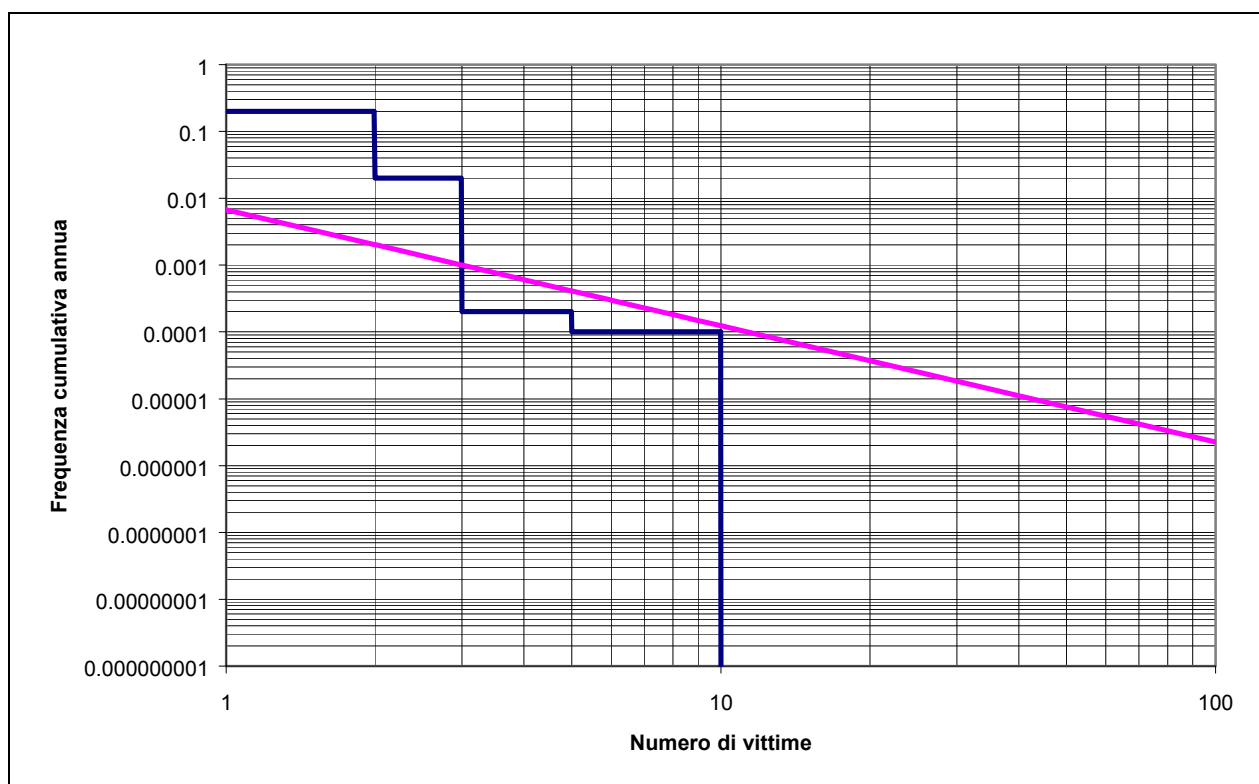



Figura 2-5: Esempio di criterio di rischio tollerabile (retta inclinata)

Il punto di partenza e la pendenza della retta possono cambiare da Paese a Paese. La pendenza della retta viene espressa in termini dell'esponente della curva. La retta rappresentata in figura ha una pendenza pari a -2 in quanto la frequenza diminuisce di un fattore 10^{-2} quando la conseguenza aumenta di un fattore 10^{1}. Dei valori di pendenza pari a -1 oppure a -2 sono piuttosto frequenti. Una pendenza < -1 indica un'elevata avversione all'incremento del rischio. In altre parole, a parità di vittime, in alcuni Paesi, la società teme più un singolo incidente con molte vittime che tanti piccoli incidenti con poche vittime.

In alcuni Paesi, sono state adottate due rette limite: una retta di massimo rischio tollerabile ed una al di sotto della quale il rischio può essere trascurato. Se la curva FN si trova ad essere compresa tra queste due rette, il pericolo dovrà essere ridotto se possibile. Il fatto

che sia possibile o meno una riduzione può essere determinato ad esempio da analisi basate sull'utilità valutando il rapporto costi benefici. Questa regione intermedia viene denominata ALARP (As Low As Reasonably Praticable) ed è stata definita nel British HSE (http://www.hse.gov.uk/index.htm) per diverse situazioni.

In alcuni testi, come ad esempio in JCSS, *risk acceptance criteria*, il rischio individuale è espresso come numero di incidenti fatali per 10^8 ore. A partire dall'esposizione media annua per ciascuna attività, si può risalire al rischio individuale espresso come probabilità di incidente fatale all'anno. La tabella seguente mostra quanto illustrato per l'attività "Rock climbing".

Table 1: Fatal Accident Rates

(A) Cause of Death	(B) During activity [/10^8 hrs]	(C) Proportion of time (average)	(D) Annual probability [1/year]
Rock climbing	4000	0.005	1/500

Nel citato lavoro del JCSS si tiene conto anche del fatto se il rischio sia accettato volontariamente oppure no. In particolare, quando l'esposizione di un individuo ad livello di rischio è volontaria, il corrispondente livello di accettabilità risulta più alto.

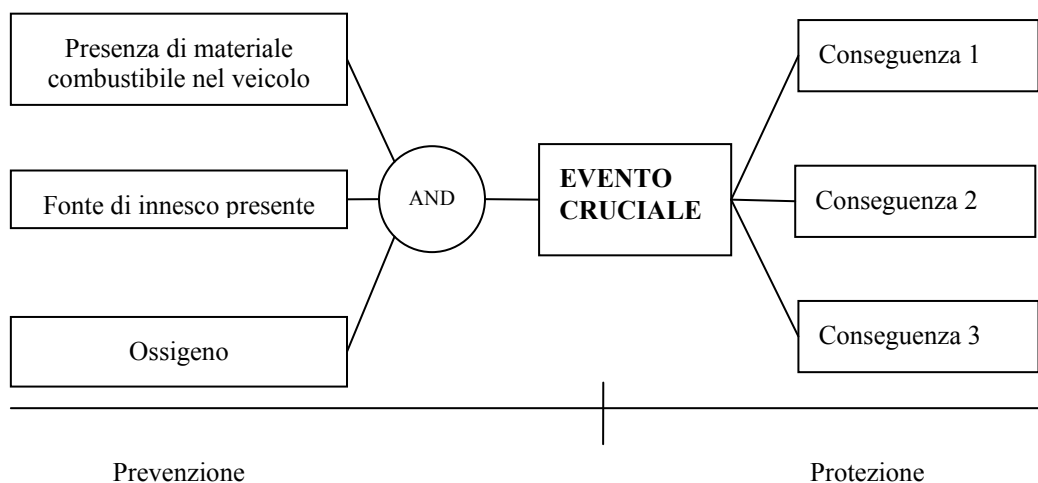
2.5 Analisi di rischio nelle gallerie stradali e ferroviarie

La metodologia sinora illustrata è già utilizzata in Italia e nel mondo in merito alla valutazione del rischio legato alle gallerie ferroviarie e stradali. Questo argomento è regolato in Italia tramite i seguenti atti normativi:

- Decreto legislativo n. 264 del 5 ottobre 2006, che implementa la direttiva 2004/54/CE in materia di sicurezza per le gallerie della rete stradale transeuropea; tale decreto richiede, all'art. 13, che la documentazione di sicurezza trasmessa all'autorità amministrativa contenga anche un'analisi di rischio
- Decreto del Ministero delle Infrastrutture e dei Trasporti del 28 ottobre 2005 – Sicurezza nelle gallerie ferroviarie; tale decreto prevede che venga effettuata un'analisi di rischio definita come "Attività di indagine che individua la probabilità di accadimento di incidenti precisando le probabilità di accadimento e le conseguenze dannose che possono essere generate.";

In sede internazionale, degno di rilievo è la linea guida PIARC sull'analisi di rischio delle gallerie stradali:

- The PIARC report "Risk analysis for road tunnels" give detailed directions in order to implement the methodolgy described in this chapter to assess the risk level in road tunnels.

Tra i numerosi testi internazionali sull'argomento, l'Handbook of tunnel fire safety, pur limitandosi al rischio di incendio, menziona esplicitamente l'analisi di rischio quantitativa come strumento fondamentale per la valutazione del rischio. In particolare, piuttosto che parlare di eventi cricitici iniziatori, l'autore preferisce denominarli come eventi cruciali in quanto costituiscono un "punto di incrocio" tra le cause che li determinano e gli eventi potenziali cui essi possono condurre. Viene inoltre evidenziata la collocazione delle strategie di prevenzione e di protezione nell'ambito del *bow-tie diagram*. Lo schema a blocchi seguente esemplifica quanto appena affermato.

A partire da questo schema semplificato, che però contiene i principali aspetti dell'analisi di rischio quantitativa probabilizzata, vengono descritti con maggiore dettagli gli strumenti logici appropriati per lo studio delle cause e delle conseguenze degli eventi cruciali: l'albero dei guasti e degli eventi.

Sempre nel citato Handbook, nella sezione relativa alla gestione della sicurezza antincendio nel trasporto di merci pericolose, vengono menzionate le curve FN come indicatore del rischio collettivo.

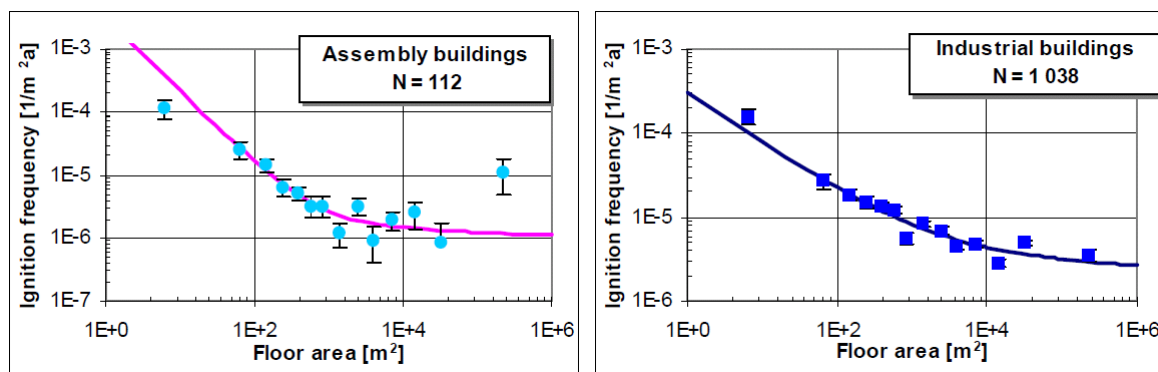
3 Il rischio d'incendio

3.1 Il ruolo delle statistiche nella prevenzione incendi

Nel valutare il rischio d'incendio, sia esso riferito ad una realtà industriale, ad una particolare regione o di una nazione, è fondamentale poter disporre di dati statistici. Tali dati possono riguardare i più diversi aspetti legati all'incendio, come ad esempio, il numero di interventi effettuati dalle squadre di soccorso antincendio, il numero di incendi sviluppatisi per tipologia di attività, ma anche la distribuzione oraria o settimanale degli incendi, il numero di vittime divise per fascia di età ed i costi globali conseguenti all'incendio.

Notevole in merito è la banca di dati statistici sugli incendi sviluppata dai servizi antincendi del Ministero dell'Interno finlandese, chiamata PRONTO. Il *database* contiene informazioni su ogni intervento effettuato e, come mostrato nella tesi di dottorato di K. Tillander, 2004, è uno strumento utilissimo nella valutazione del rischio di incendio. In particolare, è possibile validare i risultati ottenuti applicando i metodi dell'ingegneria della sicurezza antincendio con dati statistici relativi ad incendi effettivamente accaduti durante un intervallo di tempo.

In particolare, nel citato lavoro, la probabilità di innesco specifica viene rappresentata con formule del tipo:

$f_m''(A) = c_1 A^r + c_2 A^s$ ove A è l'area della superficie in pianta e c_1, c_2, s e r sono coefficienti derivati sperimentalmente per diverse categorie di edifici. Le figure seguenti, tratte dal lavoro citato, illustrano la corrispondenza tra i dati tratti dal *database* e la funzione analitica sopra riportata.

3-1:Applicazione del modello di Barrois ai dati tratti dal *database* PRONTO

Anche l'andamento lungo l'arco della giornata del verificarsi dei principi di incendio è analizzata oltre ai tempi medi di intervento delle squadre di soccorso.

In Italia, sono disponibili sul sito istituzionale dei Vigili del Fuoco (www.vigilfuoco.it) gli annuari statistici relativi agli interventi effettuati a partire dall'anno 2000. Tali annuari, predisposti dall'Area Telecomunicazioni e Statistica della Direzione Centrale per le Risorse Logistiche e Strumentali contengono numerose informazioni come ad esempio il numero complessivo di interventi effettuati, la loro suddivisione in categorie (in particolare il numero di incendi), la suddivisione degli interventi per area territoriale, regione, provincia, oltre che dati sui tempi medi di intervento. Vengono inoltre riportati dati in merito al personale rimasto ferito o deceduto in intervento, tuttavia, per poter stimare i danni causati in Italia da incendi nell'arco di un anno, questi dati potrebbero essere integrati con il numero dei feriti e delle vittime tra gli occupanti oltre che una stima sui danni diretti provocati dal sinistro.

Nell'ambito dell'attività di studio e ricerca effettuata dal personale del Corpo Nazionale dei Vigili del Fuoco è opportuno citare i lavori diretti dal dott. Ing. M. D'Addato e riportati in bibliografia.

Un'altra rilevante fonte di dati statistici relativi all'incendio è quella resa disponibile sul sito www.communities.gov.uk, con il patrocinio dell'autorità statistica britannica. Le informazioni riportate, suddivise per anno, fanno riferimento a tutti gli incendi ed i falsi allarmi in cui sono intervenuti i servizi antincendi; in particolare sono specificati:

- Data e ora della chiamata;
- Distaccamento intervenuto o altra area geografica;
- Tipo di edificio o veicolo;
- Tipo di incendio (accidentale, doloso);
- Causa dell'incendio (elettrico, olio per cucinare, ecc.);
- Sorgente di innesco (sigarette, fornelli, ecc.);
- Materiali coinvolti (mobili, ecc.);
- Sviluppo dell'incendio (oltre la stanza di origine, ecc.);
- Le vittime causate dall'incendio;
- Informazioni di soccorso, metodo di estinzione;
- Efficacia del rivelatore automatico d'incendio.

In particolare, dall'analisi del rapporto relativo all'anno 2008 è possibile estrapolare i seguenti dati salienti:

- La maggior parte delle vittime dovute ad incendi si verifica negli appartamenti (tre quarti del totale). Il tasso di mortalità dovuta ad incendi più alto è quello relativo a persone di più di 80 anni, di sesso maschile, ed in Scozia.
- I rivelatori di fumo collegati ad allarme erano assenti dall'area oggetto dell'incendio nel 38 % degli incendi di appartamento (18600 incendi). Del totale di 353 morti in incendi di appartamento nel Regno Unito nel 2008, 130 (37 %) si sono verificate in incendi sviluppatisi in assenza di un sistema di rilevazione ed allarme, mentre per altre 100 (28 %) il sistema era installato ma non funzionante.
- La proporzione di appartamenti dotati di sistema di rilevamento e allarme è salita rapidamente dall'8% nel 1988 al 70% nel 1994, ed ha continuato a crescere di recente fino a raggiungere il 91% nel 2008.
- Più della metà (54%) degli incendi accidentali in appartamenti si è sviluppata a partire dalla cucina. Altre sorgenti di innesco più frequenti sono state: apparecchiature elettriche (13 %), articoli per fumatori (7 %), impianto elettrico (7 %) e caloriferi (4 %).

Le statistiche sono fornite inoltre sotto forma di fogli di calcolo che consentono, dopo averli scaricati, ulteriori analisi dei dati forniti.

Sembra opportuno infine menzionare anche le statistiche pubblicate dal World Fire Statistics Centre (WFSC), associato all'organizzazione "The Geneva Association – Risk and insurance Economics". In queste statistiche, il tema dell'incendio viene affrontato da un punto di vista macroeconomico come ad esempio le perdite dirette ed indirette dovute ad incendi in relazione al PIL dei differenti Paesi, il numero di vittime all'anno, costo dei servizi antincendi pubblici, costo delle assicurazioni ecc.

Un esempio significativo di come l'analisi di dati statistici possa fornire informazioni di estrema rilevanza è la definizione di un livello di rischio accettabile per il raggiungimento di stati limite ultimi di opere di ingegneria civile. L'argomento è trattato in modo piuttosto dettagliato nei capitoli successivi di questa tesi, tuttavia in sintesi si può affermare che, tenendo conto della natura aleatoria dei carichi agenti su una struttura e delle caratteristiche di resistenza della struttura stessa, anche se correttamente dimensionata non si può

escludere *a priori* che, in particolari condizioni che si verificano con probabilità solitamente basse, si possa avere il raggiungimento di uno stato limite ultimo.

A questo punto si pone quindi la questione di dove porre esattamente la soglia di accettabilità per la probabilità di raggiungimento di uno stato limite ultimo per una struttura. Ebbene questo valore di soglia viene definito tenendo conto dei livelli di rischio comunemente accettati dalla società per vari tipi di attività, considerando inoltre la volontarietà o meno di detta esposizione. Le tabelle seguenti esemplificano quanto accennato.

Attività	**Tasso di mortalità approssimato ($\times 10^{-9}$ morti /ore di esposizione)**	**Esposizione tipica (ore / anno)**	**Rischio tipico di morte ($\times 10^{-6}$ /anno)**
Alpinismo	30000 – 40000	50	1500 – 2000
Nuoto	3500	50	170
Fumo di sigaretta	2500	400	1000
Viaggi in aereo	1200	20	24
Viaggi in automobile	700	300	200
Viaggi in treno	80	200	15

Tabella 3-1: Alcuni rischi nella società (da Melchers)

Tipologia	**Attività**	**Rischio ($\times 10^{-6}$ /anno)**
Occupazionale (UK)	Industria chimica	85
	Agricoltura	110
	Ferrovie	180
Sport (US)	Speleologia (1970 – 1978)	45
	Immersioni (1970 – 1978)	420
	Paracadutismo (1978)	1900
Tutte le cause (UK 1977)	Intera popolazione	12000
	Donne di 30 anni	600
	Uomini di 30 anni	1000

Tabella 3-2: Rischio "accettato" di morte dovuto all'esposizione di diversi pericoli

Gli articoli citati forniscono ulteriori informazioni su come questi dati possano essere usati per fissare i livelli di rischio accettabili per le diverse tipologie di costruzioni.

3.2 La prevenzione incendi in Italia – la SCIA

Il 7 ottobre 2011 è entrato in vigore il "Regolamento recante disciplina dei procedimenti relativi alla prevenzione incendi", a norma dell'articolo 49 comma 4-quater, decreto-legge 31 maggio 2010, n. 78, convertito con modificazioni dalla legge 30 luglio 2010, n. 122. Tale regolamento introduce un nuovo elemento all'esistente *corpus* normativo: la cosiddetta Segnalazione Certificata di Inizio Attività (SCIA) avente il duplice obiettivo di snellire la prassi amministrativa senza far diminuire il livello di sicurezza.

Inoltre, la lettera circolare n. 13061 del 6 ottobre 2011, emessa dalla Direzione Centrale per la Prevenzione e la Sicurezza Tecnica, oltre a fornire i primi indirizzi applicativi sul nuovo regolamento, riporta in allegato anche la nuova modulistica, in modo da rendere le nuove regole pienamente applicabili.

Entrando nel merito dei contenuti del DPR, le attività soggette vengono suddivise in 3 categorie, in particolare:

- Categoria "A", attività a basso rischio e standardizzate: non sono suscettibili di provocare rischi significativi per l'incolumità pubblica e contraddistinte da un limitato livello di complessità e da norme tecniche di riferimento. P. Es. piccoli alberghi tra i 25 e i 50 posti letto, aziende e uffici che hanno tra le 300 e le 500 persone presenti, autorimesse autorimesse tra i 300 mq e i 1.000 mq, edifici destinati ad uso civile con altezza antincendio tra i 24 m e i 32 m, gli impianti di produzione di calore con potenzialità tra 116 kW e 350 kW, strutture sanitarie tra i 25 e i 50 posti letto, teatri e studi per le riprese cinematografiche e televisive fino a 25 persone presenti.
- Categoria "B", attività a medio rischio: attività a media complessità e medio rischio oltre che attività prive di normativa tecnica di riferimento e considerate a rischio non elevato. P. Es. Alberghi tra i 50 e i 100 posti letto, i campeggi, le strutture sanitarie tra 50 e 100 posti letto, i locali per la vendita al dettaglio o all'ingrosso di superfici comprese tra i 600 e i 1.500 mq, le aziende e gli uffici che hanno tra 500 e 800 persone, le autorimesse tra 1.000 e 3.000 mq, gli edifici destinati ad uso civile con altezza antincendio tra i 32 e i 54 m.
- Categoria "C", attività a elevato rischio: tutte le attività ad alto rischio e ad alta complessità tecnico-gestionale. P. Es. Centrali termoelettriche, i teatri e gli studi televisivi con più di 100 persone presenti, le strutture sanitarie e gli alberghi con

oltre 100 posti, le aziende e gli uffici con oltre 800 persone presenti, gli edifici con altezza antincendio di oltre 54 metri, le stazioni ferroviarie e metropolitane.

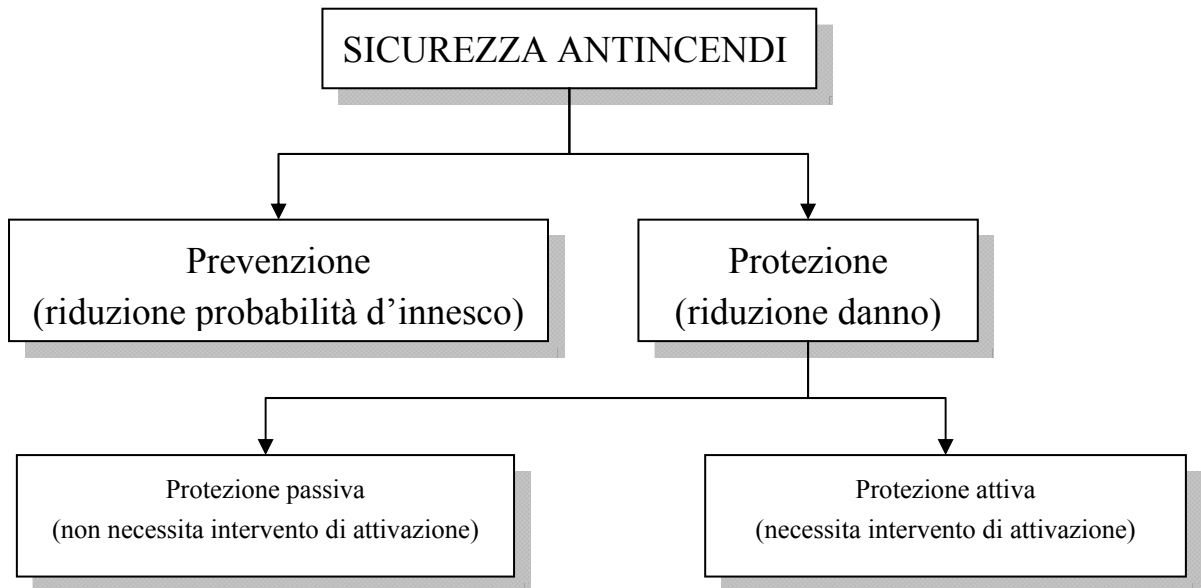
Per ciascuna categoria di attività si seguono differenti procedure tecnico-amministrative. In particolare, l'esame dei progetti, prima previsto per tutte le tipologie di attività, e con un tempo di risposta massimo di 90 giorni, diviene ora obbligatorio solo per le categorie B e C, con tempo di risposta massimo di 60 giorni. Allo stesso modo, mentre prima dell'entrata in vigore del DPR in parola, era prevista l'effettuazione della visita sopralluogo per tutti i progetti presentati entro 135 giorni dalla richiesta, l'ispezione è ora a campione per i progetti di categoria A e B, mentre rimane sistematica per quelli di categoria C, entro un termine massimo di 60 giorni dalla presentazione della richiesta.

Tra le ulteriori novità introdotte figurano:

- Possibilità di inviare la documentazione prevista *on line*;
- Eliminazione del registro dei controlli, ridondante rispetto agli adempimenti previsti dalle regole di sicurezza del lavoro;
- Semplificazione della procedura del rinnovo ed eliminazione della necessità della perizia giurata;
- Possibilità di richiedere preventivamente il Nulla Osta di Fattibilità (NOF) al competente Comando Provinciale dei Vigili del Fuoco;
- Possibilità di richiedere visite ispettive in corso d'opera per verificare il corretto andamento dei lavori in termini di rispondenza alle disposizioni di prevenzione incendi.

3.2.1 Le strategie di sicurezza antincendi

In questo paragrafo si intende fornire in modo estremamente sintetico una panoramica di tutte le strategie finalizzate al raggiungimento di un dato livello di sicurezza antincendi.

Esse si possono dividere in strategie di prevenzione, che consistono nella minimizzazione della probabilità di innesco, e strategie di protezione, finalizzate alla riduzione del danno una volta verficatosi l'evento critico iniziatore (principio d'incendio). Queste ultime, a loro volta, si dividono in strategie di protezione passiva e protezione attiva, a seconda se sia necessario o meno un intervento di attivazione, sia esso automatico o manuale. Quanto appena detto è esemplificato nello schema seguente.

Le strategie di prevenzione incendi si possono classificare come:

- tecniche;
  - realizzazione di impianti elettrici a regola d'arte (norme CEI);
  - collegamento ellettrico a terra di impianti,strutture, serbatoi, ecc.;
  - installazione di impianti parafulmine;
  - dispositivi di sicurezza degli impianti di distribuzione e di utilizzazione delle sostanze infiammabili;
  - ventilazione dei locali;
  - utilizzazione di materiali incombustibili;
  - adozione di pavimenti ed attrezzi antiscintilla;
  - segnaletica di sicurezza, riferita in particolare ai rischi presenti nell'ambiente di lavoro;
- comportamentali;
  - evitare il deposito ed utilizzo di materiali infiammabili e facilmente combustibili;
  - precauzioni nell'utilizzo di fonti di calore;
  - installazione di impianti ed apparecchi elettrici;
  - rispetto del divieto di fumo;
  - divieto di accumulo di rifiuti e scarti combustibili;

- non accumulare materiali combustibili in aree non frequentate;
    - adozione di misure di sicurezza contro gli incendi dolosi.
- informazione e formazione antincendio;
    - l'informazione, che deve essere basata sulla valutazione dei rischi, va fornita al lavoratore all'atto dell'assunzione e va aggiornata nel caso in cui si verifichi un mutamento della situazione del luogo di lavoro che comporti una valutazione dei rischi di incendio.
- controllo degli ambienti di lavoro.
    - Regolari verifiche (con cadenza predeterminata) nei luoghi di lavoro finalizzate ad accertare il mantenimento in condizioni di efficacia ed efficienza delle misure di sicurezza antincendio.

Le misure di protezione *passiva* invece hanno come obiettivo la limitazione degli effetti dell'incendio nello spazio e nel tempo (es. Limitare la propagazione dell'incendio e dei fumi, preservare l'integrità delle strutture, consentire l'evacuazione degli occupanti, ecc.).

Fra di esse si possono annoverare:

- Barriere antincendio (isolamento dell'edificio; distanze di sicurezza esterne ed interne; muri tagliafuoco, schermi ecc.);
- Strutture con caratteristiche di resistenza al fuoco commisurate ai carichi di incendio (Cfr. §4.5.6);
- Reazione al fuoco dei materiali (specialmente per materiali di rifinitura e rivestimento, pannellature dei controsoffitti, decorazioni e simili e si estende ad articoli di arredamento tendaggi e ai tessuti in genere);
- Sistemi di ventilazione naturale;
- Sistemi di vie d'uscita commisurate al massimo affollamento.

La protezione *attiva* invece consiste nell'insieme delle misure di protezione che richiedono l'azione di un uomo o l'azionamento di un impianto. Esse sono finalizzate alla precoce rilevazione dell'incendio, alla segnalazione e alla conseguente azione di spegnimento.

Fra le principali risultano:

- Gli estintori (portatili e carrellati);
- La rete idrica antincendio;
- Gli impianti di spegnimento automatici;

- Ad acqua – SPRINKLER;
    - A schiuma;
    - Ad anidride carbonica;
    - Ad halon;
    - A polvere.
- I dispositivi di segnalazione ed allarme;
    - Rilevatori di calore, fumo (a ionizzazione e ottici), gas e fiamme;
    - Impianti statici, differenziali e velocimetrici;
    - Puntiformi, a punti multipli e lineari;
    - Oltre i rivelatori prevedono una centrale di controllo e segnalazione, dei dispositivi di allarme (ottici/acustici/misti), comandi d'attivazione manuali, elementi di connessione per il trasferimento di energia e informazioni.
- La segnaletica di sicurezza;
    - Segnali di divieto;
    - Segnali di avvertimento;
    - Segnali di prescrizione;
    - Segnali di salvataggio;
    - Segnali antincendio;
    - Ha lo scopo di avvertire di un pericolo le persone esposte; vietare comportamenti pericolosi; prescrivere determinati comportamenti necesari ai fini della sicurezza; fornire indicazioni relative alle uscite di sicurezza o ai mezzi di soccorso o di salvataggio; fornire altre indicazioni in materia di prevenzione e esicurezza
- Illuminazione di sicurezza;
    - Indicazioni delle porte e delle uscite di sicurezza;
    - Segnali indicanti le vie di esodo;
    - Corridoi e tutti i percorsi necessari per raggiungere un'uscita verso un luogo sicuro;
    - Autonomia variabile tra 30 minuti e 3 ore;
    - Entrata in funzione entro 5 secondi (15 secondi per gruppi elettrogeni);

- Gli evacuatori di fumo e calore
  - Agevolano lo sfollamento delle persone;
  - Agevolano l'azione dei soccorritori;
  - Proteggono le strutture e le merci contro l'azione del fumo e dei gas caldi;
  - Ritardano o evitano l'incendio a pieno sviluppo (flash over);
  - Riducono i danni provocati dai gas di combustione o da sostanze tossiche e corrosive orginate dall'incendio.

3.3 L'approccio prescrittivo alla prevenzione incendi

L'approccio tradizionalmente seguito in Italia e in molti altri Paesi del mondo per valutare la sicurezza antincendio di un'attività è quello cosiddetto prescrittivo. Esso consiste, in fase di concezione dell'opera, nel rispettare un insieme di regole di progettazione (regole tecniche o norme verticali), fissate da decreti del Ministro dell'Interno e relative a classi di attività (p.es. il DM 26 agosto 1992: "Norme di prevenzione incendi per l'edilizia scolastica"). Tali regole prescrivono quindi quantitativamente tutte le misure che il progettista deve rispettare per poter considerare l'opera concepita come sicura. La sicurezza di una costruzione si considera pertanto accettabile quando essa è conforme alle regole di progettazione emanate dall'organo di controllo.

Questo modo di procedere risulta indubbiamente molto comodo sia per il progettista sia per l'organo di controllo che, al fine di valutare l'accettabilità di un progetto, non deve fare altro che verificare sistematicamente (p.es. tramite liste di controllo o direttamente tramite il testo normativo) il rispetto della regola tecnica applicabile.

Si noti inoltre come il livello di sicurezza soggiacente alle prescrizioni formulate nelle regole tecniche non risulta determinato esplicitamente e la responsabilità dell'adeguatezza delle misure prescritte risiede esclusivamente nel normatore che le ha emanate.

Come accennato anche nel capitolo 2.1, il metodo prescrittivo presenta tuttavia dei limiti: vi sono infatti delle situazioni in cui, specialmente nel caso di strutture già esistenti in cui si prevede la realizzazione di nuove attività, è oggettivamente impossibile il rispetto integrale delle prescrizioni fornite nella regola tecnica. È necessario in questo caso ricorrere all'istituto della deroga, già disciplinato in Italia dal dal D.P.R. 37/1998 e dal D.M. 4/5/1998, che consiste in un'analisi di rischio qualitativa legata alla non conformità, a valle della quale possono essere proposte delle misure compensatorie. Tali misure,

finalizzate a "ripristinare" un livello di rischio accettabile previsto dalla normativa vengono solitamente determinate in base all'esperienza dell'organo di controllo.

È chiaro che l'approccio prescrittivo può risultare limitato specialmente per attività complesse, o che si discostano notevolmente da quelle trattate dalla regola tecnica di riferimento o ancora per cui ci siano vincoli oggettivi al rispetto integrale delle prescrizioni. In queste situazioni il cosiddetto approccio prestazionale, descritto nel prossimo paragrafo, diviene uno strumento molto utile.

3.4 L'approccio prestazionale alla prevenzione incendi

3.4.1 Il DM 9 maggio 2007

L'emanazione delle "Direttive per l'attuazione dell'approccio ingegneristico alla sicurezza antincendio" contenute nel decreto del Ministero dell'Interno, 9 maggio 2007, ha profondamente innovato la prevenzione incendi in Italia introducendo anche l'approccio ingegneristico alla sicurezza antincendio, accanto al metodo prescrittivo, basato sull'applicazione di regole tecniche che disciplinano la sicurezza antincendio nelle attività soggette al controllo del Corpo Nazionale dei vigili del fuoco, e che continua ad essere disciplinato dal D.M. 4 maggio 1998.

Un metodo di analisi, cosiddetto prestazionale, cprevede che la sicurezza antincendio debba essere garantita attraverso l'applicazione di principi ingegneristici, basati sulla valutazione del fenomeno della combustione, degli effetti dell'incendio e del comportamento delle persone, finalizzati alla quantificazione dei rischi d'incendio e alla valutazione delle misure, necessarie a limitare, entro livelli previsti le conseguenze dell'incendio.

L'introduzione nel sistema normativo italiano è stata preceduta dal riconoscimento in sede internazionale dalla norma tecnica ISO TR 13387, che ha approfondito il problema disciplinandolo, e dalla direttiva comunitaria 89/106/CEE, relativa ai prodotti da costruzione.

Insieme alle due fasi nelle quali viene suddiviso l'approccio ingegneristico, l'Analisi Preliminare e l'Analisi Quantitativa, acquisisce un grande rilievo, nel decreto, il Sistema di Gestione della Sicurezza Antincendio finalizzato a garantire il permanere nel tempo sia dei parametri, che sono stati posti a base del livello di sicurezza prescelto, sia degli scenari progettuali, e cioè dell'insieme delle condizioni che sono state poste a base della simulazione: caratteristiche del fuoco, dell'edificio, e degli occupanti.

È interessante sottolineare, per le evidenti affinità che, nella formulazione degli Standard e nella successiva stesura delle Linee guida per la redazione del Piano di emergenza, la Commissione ha introdotto, sostituendo il più tradizionale schema rigido e prescrittivo, uno strumento in grado di offrire al responsabile dell'insediamento la possibilità di valutare l'incidenza, in termini di analisi del rischio, che le attività svolte, siano esse espositive o collegate a servizi aggiuntivi, possano avere sulla sicurezza complessiva dell'edificio e delle persone che vi si trovino.

Il decreto 9 maggio 2007 "Direttive per l'attuazione dell'approccio ingegneristico alla sicurezza antincendio" stabilisce un nuovo percorso procedurale, che si affianca ma non sostituisce le procedure vigenti per l'approvazione dei progetti o per le domande di deroga.

Con il nuovo decreto, i titolari delle attivita soggette ai controlli di sicurezza antincendio hanno la facoltà di presentare domande seguendo l'iter specifico introdotto dal nuovo provvedimento per le domande supportate da una valutazione ingegneristica. Le sue previsioni, però, non obbligano titolari e professionisti a seguire questo approccio, ma delineano i passi da compiere nel caso si intenda utilizzare, a supporto delle scelte di sicurezza compiute, delle considerazioni basate sul nuovo approccio di tipo prestazionale.

La possibilità di impartire disposizioni di prevenzione incendi di tipo prestazionale anche se è sempre esistita, è stata poco utilizzata fino ad ora. Elementi di effettiva novità, che hanno consentito di passare dall'impostazione qualitativa a quella quantitativa, sono emersi solo negli anni settanta del secolo scorso.

In tale periodo, la ricerca scientifica e l'innovazione tecnologica hanno consentito di affiancare alla prassi consolidata, nella quale si doveva verificare se i singoli elementi erano o non erano conformi a qualche codice, quella nella quale l'edificio poteva essere visto come un sistema che deve rispondere in un certo modo all'incendio.

Il controllo dei singoli elementi, pertanto, diveniva una parte delle verifiche da compiere, ma la vera novità consisteva nella visione organica del problema, con la possibilità concreta di evitare gli errori e le sottovalutazioni insite nell'approccio prescrittivo.

Dal punto di vista storico, la letteratura internazionale fa risalire al 1971 la prima occasione nella quale si delineò questo approccio, durante una conferenza organizzata dalla General service Administration statunitense.

Nel 1985 le norma NFPA 550 adottò il firesafety concept tree, che riprende lo schema di analisi del sistema edificio e lo restituisce anche in forma grafica. Dopo una discreta serie

di pubblicazioni, finalmente, nel 1988 fu pubblicato dalla NFPA e dalla SFPE la prima edizione dell'Handbook for fire protection engineering.

Una successiva fase di elaborazione, che aveva iniziato a coinvolgere diversi paesi (tra i quali il Canada, la Nuova Zelanda, il Regno Unito, la Svezia) e che vedeva la produzione di numerosi documenti e l'organizzazione di importanti riunioni internazionali, infine, condusse alla pubblicazione del primo rapporto tecnico ISO, il citato ISO TR 13387 fire safety engineering, che al momento costituisce il più importante riferimento nel settore.

Partendo da questa breve descrizione dell'evoluzione dell'approccio prestazionale, per chi è abituato a leggere i manuali ed i testi che trattano questa materia, il contenuto del decreto potrebbe sembrare essenzialmente amministrativo ed avulso dalla natura dell'ingegneria antincendio.

Infatti, il provvedimento riguarda essenzialmente le procedure da seguire ed il contenuto dei documenti da presentare ai Vigili del fuoco, ma non richiama formule matematiche o modelli di calcolo. Esso si limita a stabilire le caratteristiche procedurali del processo amministrativo della prevenzione incendi quando è affrontata secondo l'approccio ingegneristico.

A loro volta, i processi interessati dal nuovo approccio sono quelli del parere di conformità sui progetti e quelli di deroga, che in entrambi i casi devono essere trattati secondo modalità di presentazione alternative a quanto previsto dal decreto del Ministro dell'interno 4 maggio 1998 (Disposizioni relative alle modalità di presentazione ed al contenuto delle domande per l'avvio dei procedimenti di prevenzione incendi, nonche all'uniformità deiconnessi servizi resi dai Comandi provinciali dei Vigili del fuoco).

3.4.1.1 Il campo di applicazione

Il campo di applicazione del decreto esplicita in modo chiaro gli ambiti nei quali potrà essere utilizzata la metodologia introdotta:

- in presenza di insediamenti di tipo complesso o a tecnologia avanzata;
- nel caso di edifici o attività di particolare rilevanza architettonica e/o costruttiva;
- agli edifici pregevoli per arte o storia o alle attività ubicate in tali edifici;
- agli edifici ubicati in ambiti urbanistici di particolare specificità.

Come già detto, l'applicazione del decreto nei procedimenti di prevenzione incendi riguarda gli esami progetto e le deroghe. Nel primo caso, le valutazioni possono essere compiute solo nei casi in cui non esista una norma di riferimento.

Nel secondo, la valutazione dell'equivalenza delle misure di sicurezza proposte alle norme può essere suffragata da calcoli e da valutazioni basate sui metodi ingegneristici.

Atteso che il decreto non poteva indicare i presupposti tecnici e scientifici che danno corpo a questa nuova disciplina, e che quindi non è stata riportata una sola formula nel suo testo (mentre sono presenti solo un paio di citazioni di norme) il nuovo provvedimento si occupa di definire le caratteristiche della documentazione da produrre, i cui requisiti sono specificati negli articoli 3 e 4.

In particolare, questi articoli chiedono che la documentazione prevista dall'art. 2 e dall'art. 5 del decreto 4 maggio 1998 sia integrata con ulteriori informazioni, individuate nel successivo allegato.

3.4.1.2 Sistema di gestione della sicurezza

In questo punto viene introdotto il sistema di gestione della sicurezza (denominato nel nuovo decreto come SGSA), che diventa uno degli adempimenti ai quali divengono soggette le attività trattate con l'approccio ingegneristico.

La verifica al sistema di sicurezza dell'attività riveste, all'interno del decreto, una importanza notevole. Le verifiche, infatti, sono periodiche ma, qualora l'esito rilevi che non sono stati rispettati gli impegni assunti dal titolare, deve essere sospesa la validità del certificato di prevenzione incendi.

Il sistema di gestione della sicurezza è citato anche nella dichiarazione di inizio attività, per produrre la quale il titolare deve tenere conto degli impegni che scaturiscono dal piano di gestione della sicurezza.

3.4.1.3 L'osservatorio

Il carattere innovativo della disciplina ha indotto a prevedere, nella nuova norma, anche l'istituzione di un organo destinato al monitoraggio dell'uso del nuovo approccio nel contesto nazionale.

Pertanto, presso il Dipartimento dei Vigili del fuoco è stato costituito l'Osservatorio per l'approccio ingegneristico alla sicurezza antincendio, che ha tra gli obiettivi quello di favorire la massima integrazione tra tutti i soggetti chiamati all'attuazione delle disposizioni inerenti l'approccio ingegneristico alla sicurezza antincendio.

L'osservatorio dovrà svolgere una attivita di monitoraggio, dovrà suggerire l'adozione di misure tese ad uniformare le modalità attuative dell'approccio prestazionale al

procedimento di prevenzione incendi e, provvederà a fornire gli indirizzi e supporto agli organi territoriali del Corpo nazionale dei vigili del fuoco perchè possano svolgere nel modo più efficiente la propria azione di controllo.

Riassumendo in estrema sintesi, si può evidenziare soprattutto il fatto che esso delinea il quadro normativo nel quale si inserisce il processo di esame dei progetti secondo l'approccio ingegneristico, mentre la definizione di questioni più vicine alla struttura delle valutazioni e trattata nell'allegato.

In questo ultimo documento, in particolare, sono stati indicati i passaggi che la documentazione al progetto deve esplicitare in modo adeguato per consentire all'organo di controllo un esame oggettivo.

Si puo indicare, in un certo senso, che lo scopo dell'allegato è fornire le indicazioni minime per consentire ai Vigili del fuoco di analizzare gli elementi essenziali dei progetti o delle deroghe proposte.

Chi opera nel settore della sicurezza si trova da diversi anni a dover attribuire sempre maggiore importanza ai documenti che compongono i fascicoli relativi ai nuovi progetti o alle attività esistenti. La rilevanza della completezza dei documenti riguarda anche il processo ingegneristico applicato alla sicurezza antincendio.

A questo scopo, l'allegato al decreto stabilisce un inquadramento generale dell'approccio ingegneristico, e lo suddivide in diverse fasi, per rendere più chiaro il significato dei singoli documenti.

Questo inquadramento, può essere opportuno precisare, non costituisce un elemento estraneo a quanto avviene nel contesto internazionale, in quanto riprende lo schema adottato dalla SFPE, dal British Standard e soprattutto dall'ISO nei rispettivi documenti che hanno trattato il problema dell'approccio generale al processo ingegneristico.

3.4.1.4 Verifica prestazionale

Per quanto concerne le caratteristiche della documentazione, nella prima parte dovranno essere formalizzati gli atti che conducono ad individuare le condizioni piu rappresentative del rischio al quale l'attività è esposta, previa la definizione degli obiettivi di sicurezza antincendio ed i livelli di prestazione che l'edificio deve assicurare (e cioè, i valori numerici che rappresentano le soglie da non superare).

In questa prima fase, che si conclude con la predisposizione di un documento (chiamato sommario tecnico) firmato congiuntamente dal progettista e dal titolare dell'attivita, si

deve sintetizzare il processo seguito per individuare gli scenari di incendio ed i livelli di prestazione.

Nella seconda parte della documentazione compaiono i calcoli, l'analisi quantitativa degli effetti dell'incendio e si confrontano i risultati ottenuti dal calcolo con i livelli di prestazione individuati prima.

Sulla base di questo confronto, si definisce il progetto da sottoporre alla approvazione definitiva da parte dei Vigili del fuoco.

E' significativo il fatto che l'aspetto analitico dell'analisi ingegneristica venga introdotto solo in un secondo momento.

In un certo senso, si può affermare che il cuore dell'approccio ingegneristico non sono i calcoli ed i modelli matematici, ma il metodo di verifica scelto da parte del professionista. Quest'ultimo, a sua volta, dovrà utilizzare necessariamente un supporto per l'analisi quantitativa con le formule di volta in volta piu adatte ai passaggi da verificare.

Tornando alla prima fase del processo ed entrando nel suo dettaglio, i punti che devono comporre il documento allegato alla domanda di esame progetto o di deroga trattano questioni diverse, collegate tra di loro dallo scopo finale di verificare il livello di sicurezza garantito.

Lo scopo puo essere sintetizzato nel definire in modo univoco ed oggettivo gli scenari di incendio.

3.4.1.5 Definizione degli scenari

La definizione degli scenari costituisce indubbiamente il cuore del procedimento ingegneristico, in quanto, in un certo senso, in questa fase il professionista si sostituisce allo Stato, decidendo quali sono le condizioni sotto le quali devono essere verificati gli edifici.

Ovviamente, data l'importanza del passaggio, la determinazione degli scenari è lasciata ai valutatori, ma deve essere accettata dall'Organo di controllo.

I punti da esaminare, in questa fase, riguardano la definizione dei vincoli progettuali derivanti da previsioni normative o da esigenze peculiari dell'attività, l'individuazione dei pericoli di incendio connessi con la destinazione d'uso prevista, la descrizione delle condizioni ambientali per l'individuazione dei dati necessari per la valutazione degli effetti che si potrebbero produrre.

Completa questa fase l'analisi delle caratteristiche degli occupanti in relazione alla tipologia di edificio ed alla destinazione d'uso prevista.

Fa parte di questa fase l'identificazione degli obiettivi di sicurezza antincendio, che il documento deve esplicitare in conformità alle disposizioni di prevenzione incendi, ma anche tenendo conto delle specifiche esigenze dell'attività e dell'edificio da esaminare. Gli obiettivi servono come punti di riferimento per stabilire i livelli di prestazione.

In altre parole, per stabilire quali sono i parametri da controllare dobbiamo prima essere certi di quale sia lo scopo dell'esame.

I parametri rispetto ai quali verificare i risultati dei calcoli devono essere scelti evidentemente in funzione della progettazione e possono includere un campo molto vasto di dati, come ad esempio, temperature massime dei gas, livelli di visibilità, livelli di esposizione termica per le persone o per i materiali.

Compiuto questo passo, si devono quantificare i livelli di prestazione. In questa fase, sono stabiliti i valori di soglia rispetto ai quali verificare il progetto.

Questi valori possono essere desunti dalla letteratura tecnica. L'allegato al decreto cita le norme ISO/TR 13387 (fire safety engineering), BS 7974 (Application of fire safety engineering principles to the design of buildings. Code of practice), il decreto del Ministero dei Lavori Pubblici 9/05/2001 (Requisiti minimi di sicurezza in materia di pianificazione urbanistica e territoriale per le zone interessate da stabilimenti a rischio di incidente rilevante).

E' bene ricordare che questo passaggio deve essere sempre trattato con la massima attenzione in quanto costituisce una delle criticità dell'approccio ingegneristico in tutto il mondo.

Gli scenari di incendio rappresentano la schematizzazione degli eventi che possono verificarsi in relazione alle caratteristiche del focolaio, dell'edificio e delle persone presenti.

L'allegato al decreto, nell'accennare ai criteri da adottare nella scelta, usa l'avverbio "ragionevolmente", perche la chiave di questa analisi risiede proprio nella scelta di un gruppo di eventi che, tra i piu gravi, siano anche ragionevoli.

L'allegato ricorda, inoltre, che gli scenari di incendio svolgono un ruolo fondamentale nell'ambito del processo di progettazione prestazionale.

L'allegato cita, a proposito dell'identificazione degli elementi di rischio che caratterizzano una specifica attività e che consentono di definire gli scenari, il contenuto del D.M. 4 maggio 1998 e dal D.M. 10 marzo 1998 (Criteri generali di sicurezza antincendio e per la gestione dell'emergenza nei luoghi di lavoro).

3.4.1.6 Gli scenari di incendio di progetto

Il punto 1 dell'allegato al D.M. 09/05/2007 definisce uno scenario d'incendio come "la descrizione qualitativa dell'evoluzione di un incendio che individua gli eventi chiave che lo caratterizzano e che lo differenziano dagli altri incendi. Di solito può comprendere le seguenti fasi: innesco, crescita, incendio pienamente sviluppato, decadimento. Deve inoltre definire l'ambiente nel quale si sviluppa l'ncendio di progetto ed i sistemi che possono avere impatto sulla sua evoluzione, come ad esempio eventuali impianti di protezione attiva»; viene altresi indicato che lo scenario di incendio di progetto rappresenta uno specifico "scenario d'incendio per il quale viene svolta l'analisi utilizzando l'approccio ingegneristico».

Si rende, pertanto, rilevante procedere, come già in precedenza affermato, all'individuazione degli incendi realisticamente ipotizzabili nelle condizioni di esercizio previste nell'attività e, fra questi, occorre scegliere quelli che sono più gravosi per lo sviluppo e la propagazione dei prodotti della combustione, la salvaguardia dell'incolumità delle persone, la capacità portante degli elementi costruttivi e la sicurezza delle squadre di soccorso; questo processo implica che il professionista abbia una adeguata conoscenza dell'edificio e una buona esperienza in materia (ad esempio, sui dati relativi al comportamento al fuoco dei materiali sulle statistiche riguardanti le varie cause d'incendio, sulla validazione dei modelli d'incendio numerici, sulla corretta interpretazione dei risultati ottenuti in prove d'incendio su piccola e grande scala, ecc.) e sia, quindi, in grado di formulare un giudizio esperto.

La selezione degli scenari d'incendio rappresenta, quindi, uno dei passaggi fonda¬mentali che deve essere attentamente valutato dal professionista che applica l'approccio ingegneristico alla sicurezza antincendio e tale circostanza è espressamente richiamata dal D.M. 09/05/2007; a tal proposito, si ritiene opportuno indicare che la norma americana di regola d'arte NFPA 101 indica un altro procedimento per l'individuazione degli scenari ed elenca i seguenti otto scenari d'incendio, da ultimo riconsiderati nelle norme NFPA 914 "Code for fire protection of Historic Structure", NFPA 5000 Building construction and safety code" e NFPA 551 "Guide for the evaluation of fire risk assessment" specificando

che essi possono anche non descrivere compiutamente la situazione e consiglia, espressamente, di integrarli in relazione alla peculiarità del caso in esame:

- scenario d'incendio 1: scenario tipico che considera le attività, il numero e la localizzazione degli occupanti, le dimensioni degli ambienti, la natura e l'entità degli arredi e degli elementi presenti, le proprietà degli elementi combustibili, delle possibili sorgenti di ignizione e le condizioni di ventilazione con specifica definizione del primo elemento che prende fuoco e della sua localizzazione;
- scenario d'incendio 2: scenario che considera un fuoco a sviluppo ultraveloce, ubicato nelle vie di uscita con le porte interne aperte all'inizio dell'incendio;
- scenario d'incendio 3: scenario con incendio che ha inizio in un ambiente normalmente non occupato e che potenzialmente può mettere in pericolo la sicurezza di un grande numero di persone in un ampio ambiente limitrofo o in un'altra area dell'edificio;
- scenario d'incendio 4: scenario con un fuoco che ha origine a parete o a soffitto in posizione adiacente un ambiente ad alta presenza di persone;
- scenario d'incendio 5: scenario con un incendio che si sviluppa lentamen¬te in posizione non coperta dai sistemi di protezione antincendio e in prossimità di una zona con rilevante presenza di persone;
- scenario d'incendio 6: scenario dell'incendio più grave, derivante dal più elevato carico d'incendio previsto nell'edificio, a sviluppo rapido e con presenza di persone;
- scenario d'incendio 7: incendio che si sviluppa al di fuori della zona di interesse e che risulta suscettibile di estendersi a quest'ultirna, o bloccarne le uscite, o determinare condizioni interne non sostenibili;
- scenario d'incendio 8: scenario d'incendio con un fuoco avente origine in un ambiente o area dell'edificio di interesse e considerando il malfunzionamento e/o l'assenza delle protezioni attive o passive antincendio previste in progetto, disattivate singolarmente e in sequenza.

Sulla scorta delle considerazioni svolte, e utile, quindi, evidenziare che la scelta degli scenari d'incendio è fortemente influenzata dall'obiettivo che il professionista è chiamato a raggiungere; ne consegue che, ad esempio, se si intende principalmente perseguire la sicurezza delle persone durante la fase di esodo:

- un incendio di breve durata e con crescita veloce, che è accompagnato da elevata produzione di fumo e gas di combustione (ad esempio, l'incendio di un mobile imbottito), potrà risultare più critico di uno che rilascia maggiore potenza termica, ma che ha una crescita lenta e dura più a lungo, anche se quest'ultimo potrebbe sollecitare termicamente in modo più severo gli elementi costruttivi presenti;
- un incendio di limitate dimensioni, che però si sviluppa in prossimità delle vie di esodo e/o uscite di sicurezza di un locale ad alta densità di affollamento, può risultare più pericoloso di uno che emette una maggiore potenza termica, ma che si origina in un ambiente confinato e che si trova lontano dalle zone dove e prevista la presenza di pubblico (ad esempio, una combustione che si verifica all'interno di un deposito, costituente un compartimento antincendio, contenente materiale combustibile).

3.4.1.7 La filosofia del nuovo decreto

Cercando di riassumere il criterio di fondo che il decreto adotta per l’esame e lo svolgimento del processo di valutazione prestazionale, si può riassumere ricordando che il provvedimento chiede al professionista di fornire una serie di parametri numerici che servono a descrivere l’evoluzione dell’incendio e giustificare le indicazioni necessarie per sviluppare la progettazione in termini di raggiungimento dei livelli di prestazione.

Svolta questa fase, il progettista può aggiungere alla documentazione il progetto che intende sottoporre all’esame.

Il decreto ricorda poi che una documentazione appropriata assicura che tutti i soggetti interessati comprendano le limitazioni poste alla base del progetto in quanto sarà chiaro il criterio con cui sono state valutate le condizioni di sicurezza del progetto e sara garantita la realizzazione corretta ed il mantenimento nel tempo delle scelte concordate.

Le indicazioni per la presentazione del progetto (che deve essere quello verificato rispetto agli scenari di incendio prescelti e che soddsfa i livelli di prestazione individuati) prevedono le seguenti integrazioni rispetto a quanto previsto dall’allegato I - lettera A - del D.M. 4 maggio 1998,

La fase preliminare dal sommario tecnico di cui all’art. 1, firmato congiuntamente dal progettista e dal titolare dell’attività, ove è sintetizzato il processo seguito per individuare gli scenari di incendio di progetto ed i livelli di prestazione.

Per quanto attiene la documentazione di progetto relativa alla fase di analisi quantitativa (II fase), è richiesta una particolare attenzione alle modalità di presentazione dei risultati in

modo che questi riassumano, in una sintesi completa ed efficace, il comportamento del sistema per quel particolare tipo di analisi.

L’esito dell’elaborazione deve essere sintetizzato in disegni e/o schemi grafici e/o immagini che presentino in maniera chiara e inequivocabile i principali parametri di interesse per l’analisi svolta.

Di tali grandezze, unitamente ai diagrammi e agli schemi grafici, devono essere chiaramente evidenziati i valori numerici nei punti significativi ai fini della valutazione dell’andamento dei fenomeni connessi allo sviluppo dell’incendio, in relazione alla verifica delle condizioni di sicurezza necessarie.

Nello specifico si devono fornire le seguenti indicazioni sui modelli utilizzati (il progettista deve fornire elementi a sostegno della scelta del modello utilizzato affinchè sia dimostrata la coerenza delle scelte operate con lo scenario di incendio di progetto adottato), sui parametri e valori associati (la scelta iniziale dei valori da assegnare ai parametri alla base dei modelli di calcolo, deve essere giustificata in modo adeguato, facendo specifico riferimento alla letteratura tecnica condivisa o a prove sperimentali), sull’origine e caratteristiche dei codici di calcolo (devono essere fornite indicazioni in merito all’origine ed alle caratteristiche dei codici di calcolo utilizzati con riferimento alla denominazione, all’autore o distributore, alla versione e alle validazioni sperimentali).

Deve essere altresì fornita idonea documentazione sull’inquadramento teorico della metodologia di calcolo e sulla sua traduzione numerica nonche indicazioni riguardanti la riconosciuta affidabilità dei codici) e sul confronto fra risultati e livelli di prestazione (in funzione della metodologia adottata per effettuare le valutazioni relative allo scenario di incendio considerato, devono essere adeguatamente illustrati tutti gli elementi che consentono di verificare il rispetto dei livelli di prestazione indicati nell’analisi preliminare, al fine di evidenziare l’adeguatezza delle misure di protezione che si intendono adottare).

3.4.1.8 La gestione della sicurezza

Un ulteriore punto introdotto dal decreto riguarda la gestione della sicurezza.

Il decreto, infatti chiede che gli adempimenti più importanti finalizzati al mantenimento in essere degli impegni gestionali assunti al momento della presentazione del progetto siano verificati nel corso nel tempo.

Infatti, il decreto afferma che la metodologia prestazionale, basandosi su di una individuazione delle misure di protezione effettuata su scenari di incendio valutati ad hoc, necessita di un attento mantenimento di tutti i parametri posti alla base della scelta degli scenari e dei progetti (per evitare una riduzione nel tempo del livello di sicurezza prescelto).

Per questo motivo è necessario porre in essere un sistema di gestione della sicurezza, basato su uno specifico documento presentato all'organo di controllo già dalla fase di approvazione del progetto.

Le successive verifiche saranno svolte proprio sulla base di questo documento.

Il decreto richiama l'attenzione sulla circostanza che l'uso dell'opera impone la realizzazione di un sistema di gestione adeguato all'importanza dell'opera e nel rispetto delle limitazioni, della manutenzione delle misure di protezione e della gestione di eventuali modifiche.

All'impostazione del documento che descrive il sistema di gestione della sicurezza (SGSA) l'allegato dedica l'ultima elencazione di punti che devono essere valutati ed esplicitati:

- Organizzazione del personale;
- Identificazione e valutazione dei pericoli derivanti dall'attivita;
- Controllo operativo;
- Gestione delle modifiche;
- Pianificazione di emergenza;
- Controllo delle prestazioni; Manutenzione dei sistemi di protezione;
- Controllo e revisione.

Questi punti, in sostanza, costituiscono lo schema di una buona organizzazione della sicurezza in qualsiasi attività.

Nel caso specifico degli edifici trattati secondo l'approccio ingegneristico, l'unica differenza rispetto agli altri piani di gestione risiede nel fatto che è prevista una ispezione periodica, svolta dal personale del Corpo nazionale dei Vigili del fuoco.

3.4.2 Le norme ISO 16732, 16733 ed il documento ISO 23932

Nel capitolo precedente sono state menzionate diverse norme internazionali cui il DM 9 maggio 2007 sull'approccio prestazionale fa riferimento. Si vogliono ora fornire ulteriori dettagli in merito alle ISO/TS 16732 e 16733 oltre che alla ISO/DIS 23932 in quanto esse inquadrano i metodi dell'ingegneria della sicurezza antincendio in un contesto di analisi di rischio. In particolare la ISO 16732: "Fire safety engineering – guidance on fire risk assessment", nella sezione "termini e definizioni" introduce concetti come:

- Albero degli eventi: rappresentazione temporale e/o causale di sequenze di eventi, costruite a partire da un singolo evento iniziatore. Uno scenario d'incendio in un albero degli eventi è dato da un cammino rappresentante una sequenza temporale a partire da una condizione iniziale attraverso una successione di eventi aleatori fino ad un evento terminale.
- Albero dei guasti (o delle cause): rappresentazione delle mutue dipendenze logiche tra eventi, costruita intorno ad un evento critico risultante al quale sono associate solitamente conseguenze inaccettabili e può essere descritto come "guasto".
- Rischio d'incendio: quando è riferito ad un evento o ad uno scenario, è la combinazione della probabilità di quell'evento o scenario e della sua conseguenza, spesso è il prodotto tra probabilità e conseguenza; quando invece è riferito ad un progetto è la combinazione di probabilità e conseguenze di eventi o scenari associati al progetto, spesso come somma dei rischi associati a ciascuno di essi.

Vengono inoltre fornite delle definizioni per il rischio individuale, rischio collettivo, affidabilità, incertezza, ecc. Insomma, risulta chiaro che questa norma legittima anche da un punto di vista formale l'utilizzo dell'analisi di rischio quantitativa probabilizzata nel campo della sicurezza antincendi prestazionale, anzi reputa questa metodologia l'unico strumento utilizzabile in un'ampia gamma di situazioni (criticità di sistemi di sicurezza antincendi, sensibilità ai parametri di input, necessità di analizzare un gran numero di scenari, ecc.).

La norma ISO 16733: "Fire safety engineering – Selection of design fire scenarios and design fires" rappresenta un'alternativa semplificata all'analisi di rischio quantitativa probabilizzata, descritta dalla ISO 16732. In generale infatti, il numero dei possibili scenari in un qualsiasi compartimento può essere molto grande e potrebbe non essere possibile tenere conto di ognuno di essi. È quindi necessario ridurre l'insieme di questi numerosi scenari ad un numero più gestibile ed analizzabile tramite dei metodi deterministici. In

alternativa, è possibile raggrupparli in *cluster*, come previsto dalla ISO 16732. Per ulteriori dettagli in merito a ciò, in connessione alla resistenza al fuoco delle strutture, si può fare riferimento ad esempio all'articolo "Analisi di scenario per la valutazione quantitativa del rischio nella progettazione strutturale antincendio".

La ISO 16733 spiega inoltre quali parametri atti a descrivere compiutamente ogni scenario d'incendio debbano essere introdotti oltre ad introdurre la relativa procedura di definizione articolata nei seguenti passi:

1. Localizzazione dell'incendio;
2. Tipologia d'incendio (primo elemento ad essere innescato, tipologia di propagazione, ecc.);
3. Pericoli d'incendio potenziali: considerazione di ulteriori pericoli di incendio, in aggiunta di quelli individuati al punto precedente;
4. Sistemi e caratteristiche aventi impatto sull'incendio;
5. Risposta degli occupanti;
6. Albero degli eventi;
7. Considerazione delle probabilità;
8. Considerazione delle conseguenze;
9. Quantificazione ed ordinamento del rischio.
10. Selezione finale e documentazione.

In particolare per quanto riguarda la quantificazione del rischio, la norma esemplifica sia una classificazione di tipo qualitativo tramite un punteggio (ad. Es. da 0 a 4) sia una di tipo quantitativo ove sono utilizzati i costi attesi.

Infine il documento ISO/DIS 23932: "Fire Safety Engineering – General Principles" si propone di delineare la disciplina in un contesto più ampio che include anche le citate norme oltre che le ISO 13387, dedicate all'ingeneria della sicurezza antincendio".

Si coglie l'occasione per segnalare qui la dispensa ad uso interno del Cornpo Nazionale dei Vigili del Fuoco di S. Marsella intitolato "Introduzione alla analisi del rischio di incendio" in cui vengono passati in rassegna i metodi dell'analisi di rischio quantitativa probabilizzata in relazione al problema della selezione e gestione degli scenari d'incendio di progetto. Piuttosto che introdurre gli indicatori di rischio collettivo ed individuale, il lavoro citato consente di utilizzare la quantificazione del rischio atteso come elemento di

scelta in merito ad esempio all'installazione di eventuali impianti di protezione attiva (rivelazione, segnalazione, spegnimento…).

3.4.2.1 Linee guida per la scelta degli scenari

Il complesso problema della scelta degli scenari è stato inoltre affrontato da un apposito gruppo di lavoro del Ministero dell'interno cui lo scrivente ha partecipato in qualità di referente per la protezione passiva.

Lo scopo della citata linea guida è descrivere la procedura di identificazione, selezione e quantificazione degli scenari di incendio di progetto che sono impiegati nell'analisi quantitativa da parte del progettista antincendio che si avvale dell'approccio ingegneristico previsto dal DM 9 maggio 2007. Essi sono caratterizzati in relazione ai parametri distintivi dell'incendio, quelli dell'edificio/attività e occupanti. Nell'ambito del processo di progettazione prestazionale, gli scenari d'incendio sono impiegati per verificare il soddisfacimento dei livelli di prestazione da parte delle soluzioni progettuali.

Tale obiettivo è raggiunto tramite una procedura articolata in tre passi:

- L'identificazione dei possibili scenari d'incendio che possono verificarsi nell'attività;
- La selezione degli scenari d'incendio di progetto tra tutti i possibili scenari identificati.
- La descrizione quantitativa degli scenari d'incendio di progetto selezionati attraverso la definizione delle curve di rilascio termico adottate per la descrizione dell'incendio e degli effetti da esso prodotti, l'indicazione dei criteri eseguiti per la loro costruzione, le caratteristiche dell'ambiente in cui esso si sviluppa, tenendo conto del possibile funzionamento e degli impianti e del comportamento degli occupanti.

Il testo integrale della bozza della linea guida in parola è riportato nell'Appendice A.

3.4.3 I modelli d'incendio confinato

In base a quanto riportato nei paragrafi precedenti in merito al processo di valutazione del rischio quantitativo basato sui metodi dell'ingegneria della sicurezza antincendio, è evidente l'importanza della modellazione dell'incendio. Essa può richiedere in ingresso diversi dati o informazioni, come ad esempio le caratteristiche del focolaio, la geometria del compartimento, la distribuzione di occupanti, il funzionamento di sistemi di protezione attiva ecc. In particolare, per quanto riguarda le caratteristiche del focolaio, occorre avere

informazioni come ad esempio il carico d'incendio e la curva HRR, ma anche il tasso di produzione di sostanze tossiche, asfissianti, corrosive oltre che la densità ottica dei fumi.

Occorre precisare che la modellazione dell'incendio più idonea dipende anche dalla finalità dello studio; in altre parole, alcuni modelli sono più appropriati ad esempio per la valutazione analitica della resistenza al fuoco delle strutture, mentre altri sono più indicati per lo studio della sicurezza delle persone.

Le grandezze che è possibile ottenere come output di queste modellazioni dipendono quindi dallo scopo dell'analisi; in particolare, per quanto riguarda la resistenza al fuoco delle strutture, esse consistono sostanzialmente in una termperatura media o una distribuzione o ancora un flusso termico incidente su un elemento strutturale, mentre in caso di studio dell'esodo può risultare d'interesse conoscere l'altezza dell'interfaccia di stratificazione dei fumi prodotti rispetto al pavimento, la visibilità, il flusso termico e la temperatura cui gli occupanti sono esposti, ecc.

Un altro aspetto estremamente importante di cui tenere conto nella scelta del modello di incendio da utilizzare è il campo di applicazione: i modelli semplificati (come per esempio le curve parametriche) riportano sempre entro quale campo dei parametri di input essi forniscono indicazioni attendibili circa l'evoluzione dell'incendio. Modelli più avanzati invece, che si basano sulle equazioni fondamentali della fluidodinamica risultano più versatili ed applicabili in un maggior numero di casi a scapito della complessità di utilizzo, notevolmente superiore.

Per ulteriori considerazioni sulle curve naturali d'incendio e sulle curve nominali si rimanda ad altri testi come ad esempio "Reazione e Resistenza al Fuoco" di Mazziotti, Paduano e La Mendola.

3.4.3.1 I modelli analitici – le curve parametriche

I modelli numerici semplificati, o curve parametriche, più diffusi sono quelli riportati nell'Appendice A alla già citata EN 1991-1-2.

Per determinare la curva parametrica relativa ad un dato compartimento è necessario conoscere i seguenti parametri:

- Geometria
- Caratteristiche termofisiche dei materiali che costituiscono gli elementi di separazione
- Caratteristiche geometriche delle aperture presenti nelle pareti

- Carico d'incendio.

Chiaramente, viste le ipotesi fissate alla base della determinazione di tali curve, esse presentano dei limiti di applicazione, in particolare:

- l'area della superficie in pianta lorda del compartimento non deve superare 500 m^2;
- l'altezza massima del compartimento non deve superare 4 m;
- a meno che il carico d'incendio non sia stato determinato tenendo conto del comportamento del combustibile, il metodo può essere applicato soltanto ad incendi di materiale prevalentemente di natura cellulosica;
- il compartimento deve avere una forma assimilabile ad un parallelepipedo;
- solo le pareti verticali possono presentare delle aperture.

Altri limiti del metodo in questione saranno evidenziati nel seguito della trattazione.
La curva di temperatura nella fase di riscaldamento è fornita dall'equazione:

$$\theta_g(t^*) = 20 + 1325\left(1 - 0.324e^{-0.2t^*} - 0.204e^{-1.7t^*} - 0.472e^{-19t^*}\right)$$

dove:

- $\theta_g(t^*)$ è la temperatura media dei gas espressa in °C
- $t^* = t \cdot \Gamma$ è un tempo convenzionale espresso in ore (h)

Il coefficiente adimensionale Γ è definito come $\Gamma = [O/b]^2/(0.04/1160)^2$ dove,

- O è il coefficiente di ventilazione definito come $A_v\sqrt{h_{eq}}\,/\,A_t$ [$m^{1/2}$].

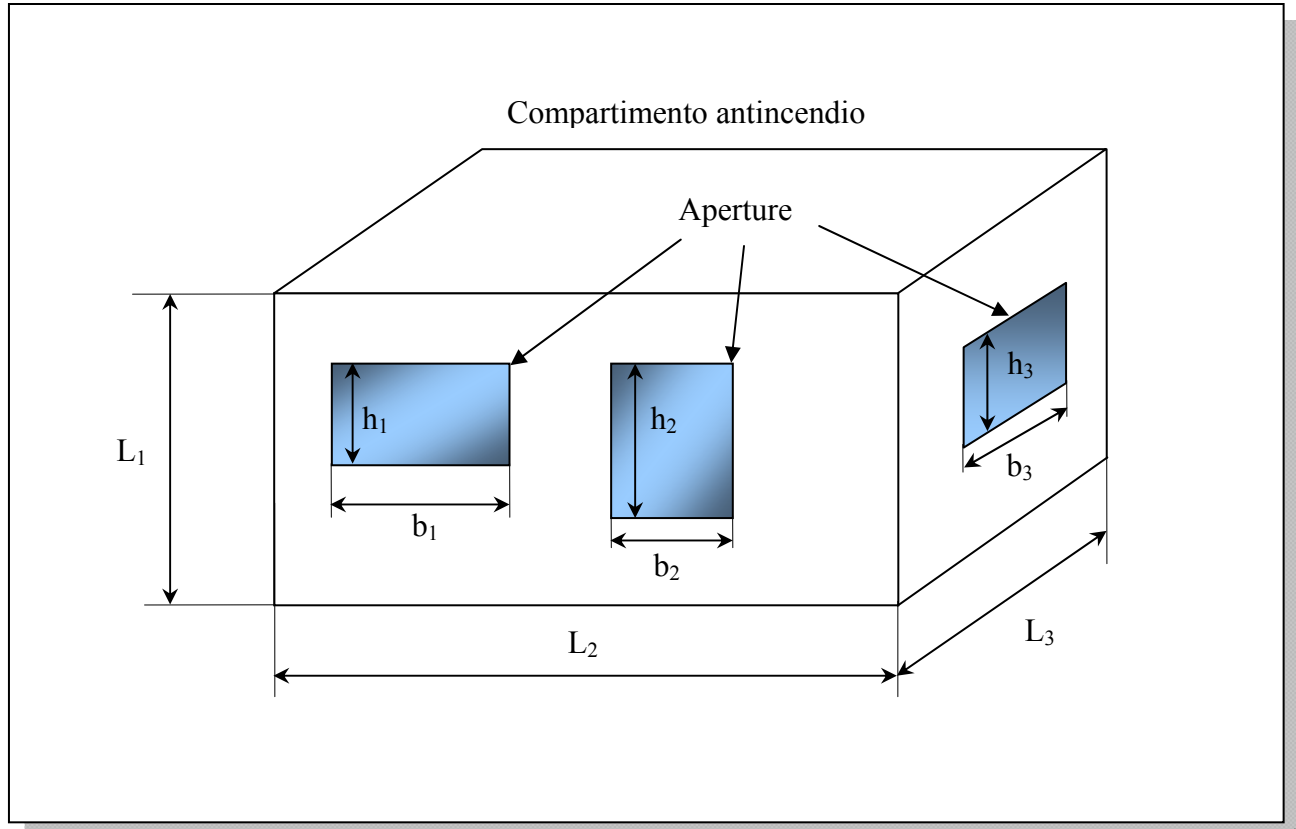
Per poter applicare correttamente il metodo in parola, tale parametro deve soddisfare la relazione $0.02 \leq O \leq 0.20$

- A_v [m^2] è l'area della superficie totale delle aperture verticali su tutte le pareti
- h_{eq} [m] è la media pesata dell'altezza delle finestre posizionate su tutte le pareti
- A_t [m^2] è l'area della superficie totale del compartimento (pareti, soffitto e pavimento, aperture incluse)
- b è la cosiddetta inerzia termica delle pareti definita come $b = \sqrt{(\rho c \lambda)}$ [$J/(m^2 s^{1/2} K)$].

Questo parametro deve soddisfare la relazione $100 \leq b \leq 2200$.

- ρ [kg/m^3] è la massa volumica degli elementi di separazione del compartimento;
- c [J/kg] è il calore specifico degli elementi di separazione del compartimento;
- λ [W/mK] è la conduttività termica degli elementi di separazione del compartimento.

Ai fini del calcolo del coefficiente *b*, si possono assumere i valori assunti dai parametri termofisici sopra introdotti corrispondenti alla temperatura ambiente.

Per chiarire ulteriormente il significato dei parametri geometrici prima introdotti, si faccia riferimento alla figura seguente rappresentante un generico compartimento:

$$A_v = \sum_i b_i h_i \qquad h_{eq} = \frac{\sum_i A_i h_i}{A_v} = \frac{\sum_i b_i h_i^2}{A_v}$$

$$A_t = 2\left(L_1 L_2 + L_1 L_3 + L_2 L_3\right) \qquad O = \frac{A_v \sqrt{h}}{A_t}$$

La norma EN 1991-1-2 specifica inoltre come occorre modificare le espressioni precedentemente introdotte per tenere conto di elementi di separazione costituiti da strati di materiali aventi caratteristiche diverse e di compartimenti i cui elementi di separazione siano costituiti da materiali diversi tra loro; per tali approfondimenti si rimanda alla citata norma europea.

A questo punto, è possibile calcolare l'istante t_{max} in corrispondenza del quale viene raggiunta la massima temperatura nel compartimento tramite la formula:

$$t_{\max} = \max\left[\left(0.2 \cdot 10^{-3} \cdot q_{t,d} / O\right); t_{\lim}\right]$$

dove:

- $q_{t,d} = q_{f,d} \cdot A_f / A_t$ è il carico d'incendio riferito alla superficie totale del compartimento;
- t_{lim} dipende dal tasso di crescita dell'incendio come esplicitato nella seguente tabella, tratta dall'Appendice E alla EN 1991-1-2

Tasso di crescita dell'incendio	**t_{lim} [min]**
Lento	25
Medio	20
Veloce	15

Nel caso in cui t_{max} sia pari a t_{lim} l'incendio in questione è controllato dal combustibile, in caso contrario esso è controllato dalla ventilazione.
La prima delle due condizioni si verifica quando la ventilazione è sufficiente ad apportare l'ossigeno necessario a far avvenire completamente la reazione di combustione e in questo caso il fenomeno è governato dalla capacità del materiale combustibile di sviluppare calore.
Nel secondo caso, invece, che si verifica quando le aperture di ventilazione non sono sufficientemente grandi, l'andamento dell'incendio è funzione del quantitativo di aria che può entrare dalle aperture, descritto dal coefficiente *O*.
Nel caso in cui l'incendio sia controllato dal combustibile (e quindi $t_{max} = t_{lim}$), il coefficiente Γ introdotto nell'equazione che descrive l'andamento della temperatura nella fase crescente deve essere sostituito con il coefficiente

$$\Gamma_{\lim} = \left[O_{\lim} / b\right]^2 / \left(0.04/1160\right)^2,$$

dove $O_{lim} = 0.1\cdot10^3\cdot q_{t,d}/t_{lim}$.
Ad esempio, si consideri un compartimento caratterizzato dai seguenti dati:

A_f [m^2]	**A_t [m^2]**	**$q_{f,d}$ [MJ/m^2]**	**b [J/m^{2}s$^{1/2}$K]**	**O [m$^{1/2}$]**	**T_{lim} [min]**
100	360	600	1500	0.06	20

Si può determinare:
$q_{t,d}$ = 600 * 100 / 360 = 167 MJ/m^2
t_{max} = max[(0.2·10^{-3}·167/0.06); 0.33]♦ = max[0.56; 0.33] = 0.56 ore = 33 min.

♦ t_{lim} è stato espresso in ore.

In questo caso l'incendio è controllato dalla ventilazione, quindi si può applicare direttamente il coefficiente $\Gamma = [0.06/1500]^2/(0.04/1160)^2 = 1.346$.

Una volta noto il valore di Γ si può calcolare il valore corrispondente di t^*_{max} da inserire nella formula: $t^*_{max} = 1.346 * 0.56 = 0.75$ ore.

$\theta_g\left(t^*_{\max}\right) = 900\ °C$.

Dall'istante in cui si raggiunge il picco della temperatura, il ramo discendente della curva parametrica è espresso da una delle seguenti tre espressioni:

$$\theta_g\left(t^*\right) = \theta_{\max} - 625\left(t^* - t^*_{\max} \cdot x\right) \qquad per \quad t^*_{\max} \leq 0.5$$

$$\theta_g\left(t^*\right) = \theta_{\max} - 250\left(3 - t^*_{\max}\right)\left(t^* - t^*_{\max} \cdot x\right) \qquad per \quad 0.5 < t^*_{\max} < 2$$

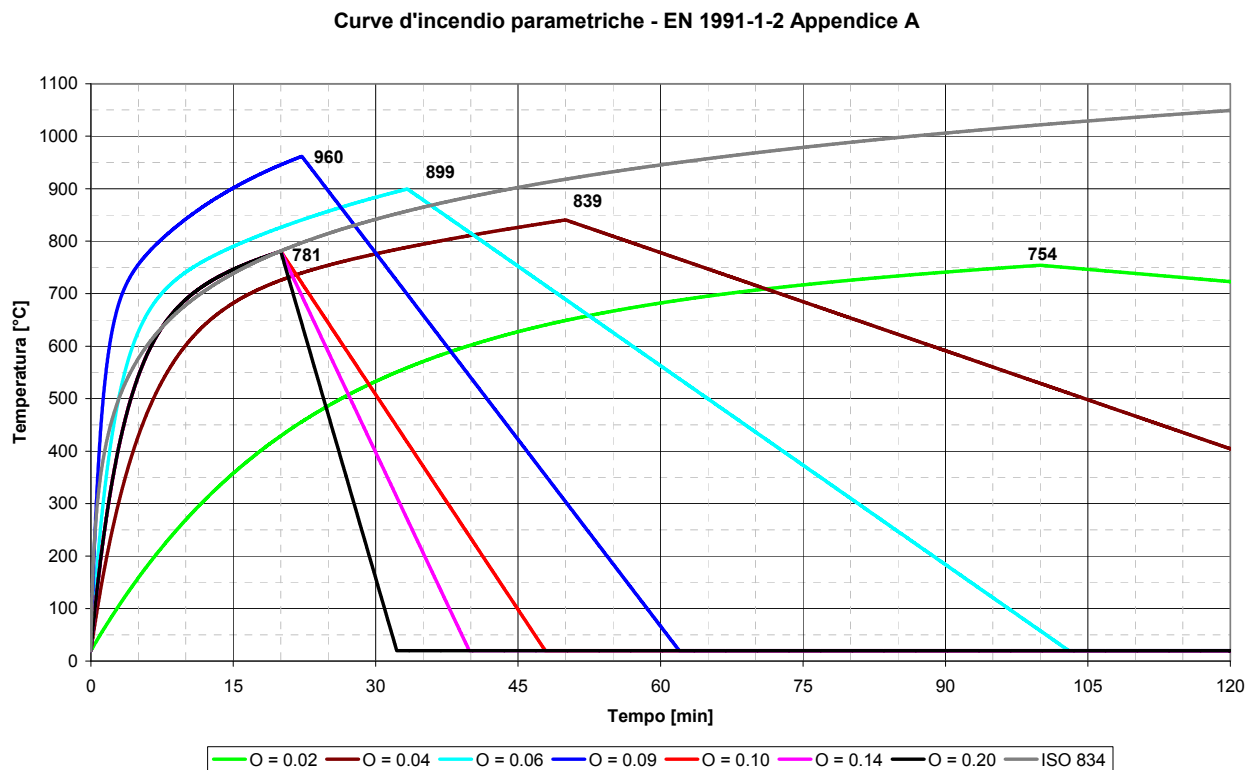
$$\theta_g\left(t^*\right) = \theta_{\max} - 250\left(t^* - t^*_{\max} \cdot x\right) \qquad per \quad t^*_{\max} \geq 2$$

dove:

$t^* = t \cdot \Gamma$ (anche nel caso in cui l'incendio sia controllato dal combustibile);

$t^*_{max} = (0.2 \cdot 10^{-3} \cdot q_{t,d}/O) \cdot \Gamma$

x = 1 se $t_{max} > t_{lim}$ oppure x = $t_{lim} \cdot \Gamma / t^*_{max}$ se $t_{max} = t_{lim}$.

Il grafico seguente mostra l'andamento delle curve parametriche relative ai valori forniti in precedenza, al variare del coefficiente di ventilazione; le curve sono messe a confronto con la curva nominale standard.

3.4.3.2 I modelli a zone

I modelli a zone consistono nella risoluzione numerica delle equazioni differenziali che descrivono la conservazione dell'energia e della massa e le proprietà dei gas presenti negli ambienti da simulare.

Essi si dividono a loro volta in modelli a una zona e a due zone.

Nei primi, si considera che le caratteristiche dei gas siano uniformi in tutto il compartimento e, pertanto, essi sono maggiormente idonei a descrivere l'andamento dell'incendio nella fase post-flashover, in cui a causa dei notevoli moti convettivi presenti, è ragionevole presupporre che la temperatura sia, in prima approssimazione, uguale in tutti i punti del compartimento.

L'ipotesi su cui sono basati i modelli a due zone, invece, consiste nel considerare il compartimento, per l'appunto suddiviso in due volumi, aventi interfaccia orizzontale, delle quali quello superiore si considera costituita interamente dai gas caldi, mentre quello inferiore da gas freddi.

Tale approssimazione risulta tanto migliore quanto più le dimensioni del compartimento sono regolari e quando l'incendio è ancora nella fase pre-flashover.

In questa situazione infatti, si osserva sperimentalmente una stratificazione verso l'alto dei gas di combustione, che essendo più caldi dell'aria, ricevono una spinta convettiva dovuta alla differenza di densità.

Chiaramente, affinché con un singolo modello sia possibile descrivere l'andamento di un incendio dalla fase di innesco alla fase di estinzione, è necessario che in esso vengano considerate dapprima due zone distinte e, successivamente, sotto determinate condizioni indicative del raggiungimento del *flashover*, si passi automaticamente ad una singola zona.

Tali condizioni o criteri, necessari per individuare tale passaggio o evoluzione, si individuano solitamente in:

- temperatura dei gas dello strato caldo al di sopra di una certa temperatura;
- l'altezza dell'interfaccia tra strato caldo e strato freddo diviene molto piccola, in modo che di fatto il compartimento risulta costituito unicamente da gas caldi;
- la temperatura dello strato (caldo o freddo), a contatto con eventuali materiali combustibili presenti, supera la temperatura d'accensione di detti materiali;
- l'area della superficie a pavimento sulla quale trovasi il materiale che prende parte alla combustione è molto estesa rispetto a quella disponibile (tipicamente maggiore della metà).

Tra i modelli a zone liberamente disponibili in Internet, si citano:

1) OZone, sviluppato dall'Università di Liegi, nell'ambito della ricerca "*Natural Fire Safety Concepts*", promossa dalla ECCS (European Convention for Constructional Steelwork) e scaricabile dal sito http://www.argenco.ulg.ac.be/logiciel.php.

È inoltre disponibile un documento esplicativo di OZone intitolato: "*The Design Fire Tool OZone V2.0 – Theoretical Description and Validation On Experimental Fire Tests*".

Tale programma, che consente di analizzare un compartimento alla volta, permette anche di verificare la resistenza al fuoco di elementi strutturali di acciaio protetti o non protetti.

I dati di input da fornire al programma sono relativi alla geometria del compartimento e delle aperture, alle caratteristiche termofisiche dei materiali di cui sono realizzati gli elementi che delimitano il compartimento in esame, alle proprietà dell'incendio che si intende simulare in termini di potere calorifico del combustibile, alla curva di rilascio del calore in funzione del tempo (*Heat Release Rate* o *HRR*), ecc..

Le figure seguenti mostrano la curva HRR utilizzata ed i risultati ottenuti, in termini di temperatura dei due strati e di altezza dell'interfaccia, per un caso di studio specifico.

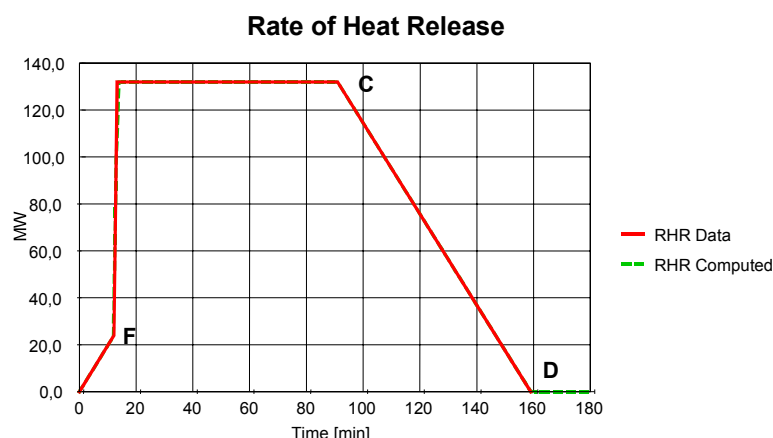
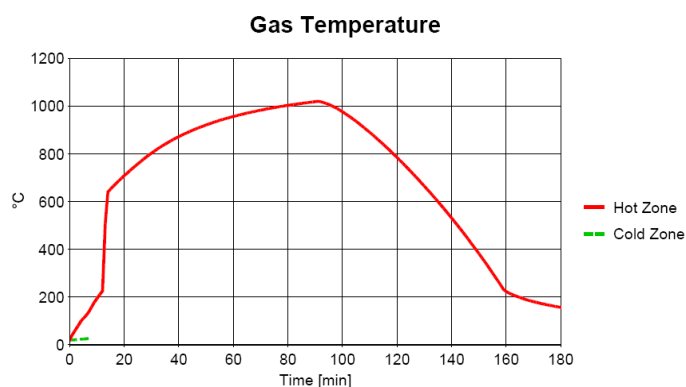



Figure 1. Hot and Cold Zone Temperature

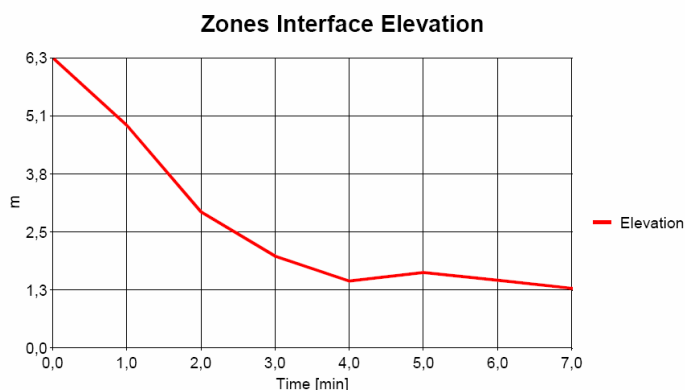
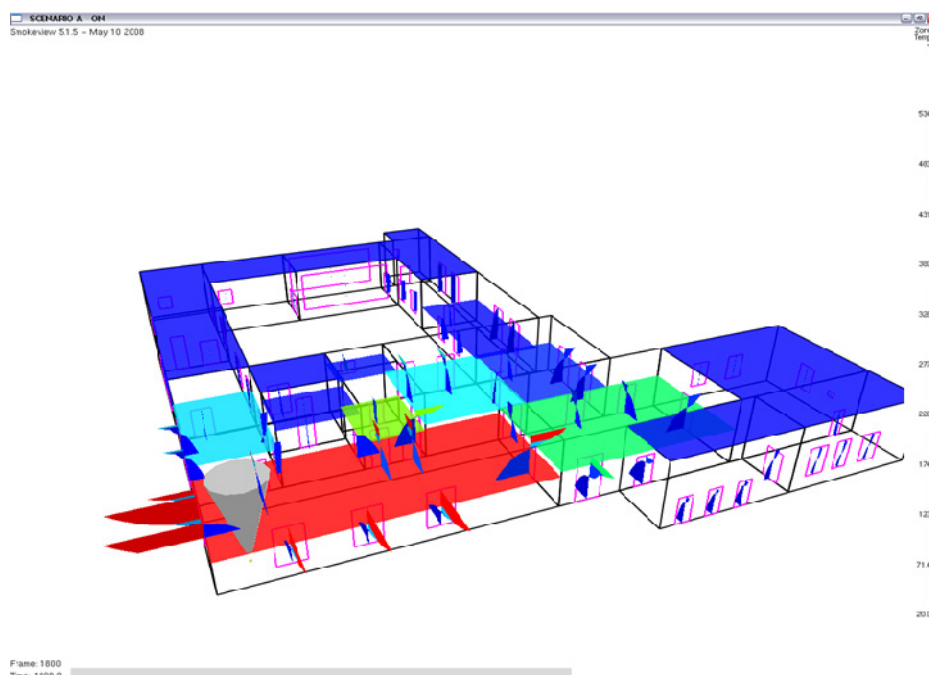



Figure 4. Zones Interface Elevation

2) CFast:*Consolidated Fire And Smoke Transport model* (modello consolidato d'incendio e di trasporto del fumo), sviluppato e distribuito gratuitamente dal NIST (National Institute of Standards and Technology) statunitense e liberamente scaricabile dall'indirizzo Internet http://cfast.nist.gov/ . Il modello consente di realizzare geometrie complesse, che includono anche più compartimenti interconnessi tra loro; inoltre è presente una libreria di incendi tipo che ne riporta le principali caratteristiche (curva HRR, produzione di CO_2, CO, ecc.). La figura seguente mostra un'immagine di una simulazione realizzata con CFast:

3.4.3.3 I modelli di campo

I modelli di campo, invece, consistono nella risoluzione numerica delle equazioni, solitamente le Navier – Stokes, che descrivono le leggi di conservazione e di evoluzione delle variabili termo-fluidodinamiche in gioco (velocità, pressione, temperatura, ecc.).

Generalmente i modelli in questione consentono anche di tenere conto del carattere turbolento del moto dei gas durante l'incendio e le principali tecniche di modellazione utilizzate a tal proposito sono le RANS (Reynolds – averaged Navier – Stokes), ovvero le equazioni di Navier – Stokes mediate secondo Reynolds, le LES (*Large Eddies Simulation*), ovvero la simulazione dei grandi vortici e le DNS (*Direct Numerical Simulations)* che corrispondono a simulazioni numeriche dirette.

Le RANS si basano sull'ipotesi di "scomposizione di Reynolds", operazione che consiste nella separazione delle variabili (ad esempio la velocità u) in una componente media (nel tempo) $\overline{u}$ e una componente fluttuante u'.

Le equazioni vengono risolte relativamente al campo medio mentre il campo turbolento della velocità dà luogo ad una componente aggiuntiva del tensore degli sforzi.

Il metodo delle LES si basa invece sulla teoria di Kolmogorov secondo cui i vortici "grandi" dipendono dalla geometria del dominio, mentre quelli "piccoli" sono simili tra loro ed hanno sempre le stesse caratteristiche.

Pertanto, un modello LES risolve le equazioni di Navier – Stokes per i grandi vortici e introduce un termine al tensore degli sforzi che tiene conto della dissipazione a scale minori.

Le simulazioni DNS, infine, non introducono ipotesi semplificative nella risoluzione delle equazioni di Navier – Stokes e, per tale motivo, richiedono risorse di calcolo molto elevate.

Nei modelli di campo, le equazioni sopra descritte vengono poi risolte numericamente utilizzando varie metodologie tra le quali i volumi finiti, gli elementi finiti, le differenze finite, ecc., le quali si basano su una discretizzazione del dominio di calcolo in un gran numero di elementi, o celle, all'interno delle quali vengono risolte in maniera approssimata le relative equazioni.

Chiaramente, l'utilizzo di tali programmi richiede notevoli conoscenze/competenze sia del fenomeno incendio sia di tipo matematico e informatico.

Inoltre, i tempi necessari per lo sviluppo del modello, per l'effettuazione della simulazione e per l'analisi dei dati sono notevolmente più lunghi di quelli richiesti per l'applicazione delle altre metodologie prima discusse.

Pertanto l'utilizzo di modelli di campo avviene di solito per casi caratterizzati da geometrie complesse e in cui sia importante avere indicazioni sull'evoluzione delle fasi iniziali dell'incendio.

Un software ad oggi molto diffuso per realizzare modelli numerici avanzati di campo è il *Fire Dynamics Simulator* (FDS), sviluppato anch'esso dal NIST, e liberamente scaricabile dall'indirizzo http://www.fire.nist.gov/fds/downloads.html.

Tale programma risolve le equazioni di Navier – Stokes secondo una formulazione LES della turbolenza facendo uso di volumi finiti ed è particolarmente efficace nella predizione della dinamica degli effluenti dell'incendio una volta prescritta una idonea curva HRR.

Nella versione 5 di FDS sono implementate anche delle procedure (EVAC) che consentono di simulare anche l'esodo degli occupanti (per approfondimenti consultare il sito http://www.vtt.fi/proj/fdsevac/?lang=en).

3.4.4 La dinamica dell'incendio in galleria

Poiché nella seconda sezione di questa tesi è illustrato uno studio della dinamica dei fumi in galleria e poiché è stata menzionata la problematica degli incendi nelle gallerie stradali e ferroviarie, appare opportuno trattare brevente la dinamica degli incendi in galleria che presenta rilevanti differenze rispetto a quella in un luogo confinato ordinario.

Gli incendi in galleria differiscono da quelli che si sviluppano all'aperto per almento due importanti aspetti. Per prima cosa, il feedback termico ricevuto dai veicoli in fiamme in un incendio in galleria tende ad essere più efficace di quello in un incendio all'aperto a causa dell'ambiente confinato. Questo effettivo feedback termico spesso fa sì che veicoli che in un incendio all'aperto non avrebbero bruciato intensamente, prendano fuoco in un incendio in galleria. Alcuni autori hanno stimato che il fatto che un incendio si verifichi in galleria può portare ad un aumento del picco del rilascio del calore fino a 4 volte rispetto a quello corrisponente ad un incendio in campo aperto. Inoltre, l'ossigeno necessario alla combustione non sempre è presente in quantità sufficiente. Le condizioni di incendio possono o svilupparsi in un incendio controllato dal combustibile in cui l'ossigeno oltrepassa i veicoli in fiamme senza reagire oppure in un incendio controllato dalla ventilazione che genera una grande quantità di fumi tossici e prodotti incompleti della reazione. Essenzialmente, tutto l'ossigeno viene consumato all'interno della zona di combustione e gas ricchi di pirolizzato si dirigono verso l'uscita del tunnel.

In secondo luogo, con lo svilupparsi del'incendio nel tunnel, esso interagisce con il flusso della ventilazione e genera dei disturbi aerodinamici all'interno del tunnel. Questa interazione e questo disturbo possono condurre in drastiche modifiche negli schemi di ventilazione, come ad esempio lo strozzamento del flusso (effetti di galleggiamento) e fusso contrario di gas caldi e fumo provenienti dall'incendio e direttii nel flusso d'aria di ventilazione (backlayering). Tali effetti sulla ventilazione non solo possono complicare le procedure di intervento ma anche risultare estremamente pericolose propagando fumo e gas tossici lontano dal focolaio.

Il libro "Handbook of tunnel fire safety" citato in bibliografia riporta al capitolo 11 numerose informazioni e formule per quantificare gli aspetti sopra accennati.

3.4.5 I modelli di esodo

3.4.5.1 Generalità

La salvaguardia della vita umana in caso di incendio certamente costituisce un obiettivo primario; al riguardo, un possibile procedimento che può adottato per valutare in caso d'incendio le condizioni di sicurezza degli occupanti è di seguito elencato:

1. definire in relazione alle condizioni ambientali (geometria dei locali, posizionamento e dimensioni delle superfici di ventilazione, funzionamento di determinati impianti,ecc.) allo stato fisico, alla quantità, disposizione e tipologia dei combustibili

presenti, nonché al luogo dove ha inizio l'incendio, valutazione dello sviluppo d'incendio e la relativa potenza termica rilasciata all'ambiente;

2. valutare la probabile variazione nel tempo della portata massica di fumo e gas di combustione immessi nell'ambiente e la loro propagazione nell'edificio in relazione alla tipologia dei locali, alla presenza di aperture di ventilazione, ecc. L'analisi dovrà essere eseguita per il tempo necessario alle persone ad evacuare i locali e, comunque, per almeno 60 minuti supponendo altresì prudenzialmente che lo sviluppo dell'incendio non sia alterato dell'azione di impianti di estinzione ad attivazione automatica o dall'intervento dei soccorritori;
3. individuare tutti gli ambienti interessati dagli effetti provocati dall'incendio e calcolare, specie nelle vie di esodo, il presumibile tempo critico dopo il quale l'altezza dal pavimento libera dal fumo e gas di combustione scende al valore limite di 1,8 m (altezza media delle vie respiratorie di una persona) oppure agendo in modo prudenziale, ad una altezza leggermente superiore e pari a 2m; tale valutazione può anche essere effettuata con l'ausilio di eventuali modelli d'incendio numerici avanzati di riconosciuta efficacia ed attendibilità e che, quindi, sono stati sottoposti ad adeguata validazione sperimentale;
4. calcolare a decorrere dall'inizio dell'incendio, il tempo complessivamente necessario a tutte le persone presenti affinchè possano raggiungere un luogo sicuro, ipotizzando un valore ragionevole del tempo di inizio di evacuazione, della velocità di esodo e capacità specifica di deflusso (piani orizzontali e scale) tenendo anche conto, della eventuale presenza di un impianto di rilevzione automatica di fumo, dell'autonomia di movimento delle persone, della peculiarità del percorso di esodo, della riduzione della visibilità dovuta alla presenza di fumo e gas di combustione delle vie di esodo;
5. verificare che il tempo necessario a tutte le persone presenti nell'edificio affinché possano raggiungere un luogo sicuro risulta adeguatamente minore di quello critico; il rispetto di tale condizione è presupposto necessario per garantire l'incolumità delle persone contro il pericolo d'incendio.

Qualora dalla verifica seguita risulti che tale ultima condizione non sia stata rispettata, il progettista, dopo aver individuato ed adottato ulteriori misure di sicurezza per compensare il rischio incendio esistente, effettuerà con lo stesso procedimento un nuovo esame ed accerterà che essa sia stata convenientemente soddisfatta;

bisogna rilevare che tale valutazione delle condizioni di sicurezza è conservativa, poiché, oltre ad ipotizzare la possibile assenza di azioni di contrasto allo sviluppo dell’incendio, viene ammesso che le persone, anche per breve tempo, non possano essere sottoposte all’azione nociva del fumo e dei gas di combustione.

Un altro procedimento, meno cautelativo del precedente, che il professionista può utilizzare per eseguire l’analisi del rischio incendio in un edificio al fine di valutare le condizioni di sicurezza dei presenti e i necessari provvedimenti da attuare, prevede uno scenario d’incendio di progetto nel quale si ammette realisticamente che le persone possano anche essere sottoposte per poco tempo all’azione nociva del fumo e dei gas di combustione.

In questo caso d’intesa con il competente Comando Provinciale dei Vigili del Fuoco e seguendo le indicazioni contenute nell’allegato al D.M. 09/05/2007, si può agire nel seguente modo:

1. calcolare, come nell’analisi precedente, la variazione nel tempo della potenza termica rilasciata e della probabile portata massica di fumo e gas di combustione prodotti, nonché individuare tutti gli ambienti interessati dall’incendio e valutare, specie nelle vie di esodo, la variazione nel tempo dell’altezza dal pavimento libera da fumo e gas di combustione ed il tempo critico perché essa giunga al valore limite fissato (1,8 m).
2. stimare il presumibile andamento nel tempo dei valori della concentrazione dei gas tossici ed irritanti di combustione presenti nei vari ambienti interessati dall’incendio ed, in particolare,lungo le vie di esodo;in una prima, sommaria, valutazione dovrebbero essere almeno stimati i valori della concentrazione del monossido di carbonio, dell’anidride carbonica e, se presenti, acido cianitrico e cloridrico;
3. ipotizzare il probabile tempo di inizio evacuazione, della velocità di esodo e della capacità specifica di deflusso tenendo anche conto,della autonomia di movimento delle persone, della peculiarità del percorso di esodo,della riduzione della visibilità dovuta alla presenza di fumo e gas di combustione nelle vie di esodo;
4. calcolare il tempo di esposizione delle persone al fumo e ai gas di combustione in relazione alla tipologia ed alla effettiva lunghezza dei percorsi di esodo, specie nei tratti che si sviluppano su scale dove le persone sono più facilmente soggette all’azione delle sostanze nocive; al riguardo, si precisa che il tempo di esposizione nei percorsi di esodo che si sviluppano su un piano orizzontale può ritenersi

coincidente con quello di permanenza del fumo e gas di combustione ad un altezza dal pavimento inferiore al valore limite stabilito, mentre nelle scale, specie per le persone che stanno evacuando dai piani superiori a quello dove si è prodotto l'incendio, esso potrebbe essere cautelativamente conteggiato a decorrere dall'istante nel quale il fumo e i gas di combustione penetrano all'interno del vano scala. È importante tenere presente che in letteratura è stato sempre condiderato che il tempo di esposizione massimo ammessibile di una persona all'atmosfera contaminata dei prodotti della combustione non dovrebbe superare il valore di 60-90 s, poiché successivamente i parametri dell'incendio possono assumere valori incompatibili per mantenere inalterata l'integrità dell'organismo umano.

5. verificare se il tempo di esposizione al fumo ed ai gas di combustione è in grado di produrre danni significativi e non accettabili alle persone e se anche impedisce loro di porsi autonomamente in salvo.

Occorre notare che lo strato caldo di fumo e gas di combustione she si stratifica nella zona superiore di un ambiente confinato trasferisce calore per convezione e irraggiamento al soffitto, alla parte alta delle pareti che esso lambisce ed alla zona sottostante.

Inizialmente, quando lo strato caldo si trova ad altezza superiore a quella media di una persona, il pericolo per l'organismo umano è dovuto all'irraggiamento termico che esso produce e, a tal proposito, i valori previsti dalla norma internazionale BS PD 7974-6 che non devono essere superati per non pregiudicare l'integrità fisica di una persona sono:

a) temperatura massima di circa 200-300 °C dello strato caldo;
b) flusso termico radiante di 2-2,5 kW/m^2 (un valore di circa 1,5 kW/m^2 non provoca alle persone significativi danni per un tempo di esposizione di circa 15 min entro il quale generalmente avviene l'esodo da un locale, mentre 2,5 kW/m^2 viene indicato dalle norme BS PD 7974-6 e ISO 13571 come limite di soglia).

Successivamente, quando lo strato caldo si è abbassato fino all'altezza delle vie respiratorie, il pericolo per le persone è dovuto, sia alle scottature (specialmente viso e vie respiratorie; inoltre si rammenta che una temperatura dell'aria umida inalata di circa 60°C non è sopportabile dall'organismo umano per oltre 30 minuti) sia all'inalazione di fumo e di gas nocivi di combustione; è fondamentale che le persone non inalino una quantità eccessiva di fumo e gas di combustione atteso che usualmente essi sono presenti nell'ambiente con elevati valori di concentrazione.

Il professionista deve altresì considerare che l'inalazione di sostanze irritanti e la riduzione della visibilità, causata dalla presenza dei prodotti della combustione, fanno subito diminuire sensibilmente la velocità di esodo delle persone e provocano un aumento deleterio di tempi di esposizione all'atmosfera dannosa che si genera all'interno di un edificio nel quale si è sviluppato un incendio.

3.4.5.2 La norma BS 7974-6

Lo sviluppo di tale normativa è basato sul *desing performance,* cioè sulla progettazione della fase di esodo per garantire la sicurezza delle persone occupanti un compartimento;

la valutazione del progetto dell'esodo è basata sul tempo che ogni occupante impiega a fuggire (se necessario) dal compartimento ove si è sviluppato l'incendio o per raggiungere un luogo sicuro;

Il tempo che ogni occupante impiega per raggiungere un luogo sicuro, e quindi il tempo a disposizione per fuggire, viene definito con il termine *ASET* (Available Safe Egress Time).

Il tempo necessario per un esodo sicuro, da confrontare in sede di verifica con l'ASET, viene definito con il termine *RSET* (Required Safe Escape Time).

Usando questo approccio è possibile derogare ad eventuali restrizioni imposte da regole prescrittive, purchè il livello di progetto di sicurezza antincendio possa essere dimostrato e essere ritenuto accettabile.

La differenza tra i due termini appena descritti, cioè, tra il valore dell'ASET e dell'RSET, così definiti definisce un margine di sicurezza (t_{margin})

3.4.5.2.1 LA DEFINIZIONE DELL'RSET

È stato definito con il termine t_{RSET}, il tempo di evacuazione calcolato, dato dalla somma dei seguenti contributi:

$$\mathbf{t_{RSET} = \Delta t_{det} + \Delta t_{ta} + (\Delta t_{prem} + \Delta t_{trav})}$$

ove,

$\mathbf{\Delta t_{det}}$ (tempo di rilevamento): è il tempo che intercorre tra l'innesco ed il rilevamento da parte di un sistema automatico o di un occupante della presenza di un incendio.

$\mathbf{\Delta t_{a}}$ (tempo di allarme): è il tempo che intercorre dal momento del rilevamento alla diramazione di un allarme generale. Esso può variare tra 0 s (nel caso in cui sia presente

un sistema di rivelazione incendi collegato ad un allarme generale) a diversi minuti (sistemi di allarme non generale).

Tale lasso temporale è definito nell' *ANNEX A* della norma *BS* in parola.

Δt_{prem} (tempo di premovimento): è l'intervallo di tempo che passa dal momento in cui gli occupanti prendono coscienza del pericolo che corrono a causa dell'incendio e il momento che iniziano a fuggire verso una via di esodo.

Questo tempo è caratterizzato da due elementi principali: il tempo di riconoscimento e tempo di risposta da parte del primo e dell'ultimo degli occupanti che fornisce la distribuzione del tempo di premovimento.

Tuttavia per quanto riguarda i principali elementi dei tempi d'emergenza e di evacuazione di gruppi di occupanti è importante riconoscere due principali fasi:

1. il periodo tra la percezione di un allarme generale ed il mettersi in marcia del 1° occupante.
2. la distribuzione del tempo di premovimento per gruppo occupanti, questo può essere espresso come distribuzione dei tempi individuali o rappresentato da un singolo tempo come quello del moto di popolazione o per l'ultimo occupante di muoversi a seconda del tipo di analisi.

Tale periodo temporale è definito negli *Allegati B e C* della norma *BS.*

Δt_{trav} (tempo di viaggio) :è il tempo necessario per un occupante per dirigersi verso l'uscita principale attraverso le vie di esodo.

Il Δt_{trav} ,può essere espresso tramite una distribuzione di tempo individuale oppure essere rappresentato da un singolo tempo come ad esempio il tempo medio necessaria per raggiungere l'uscita o il tempo richiesto all'ultimo occupante pre raggiungere l'uscita;

esso dipende dalla velocità di marcia senza ostacoli di ogni individuo e dalla sua distanza dall'uscita, nonché dalla distribuzione dell'edificio.

La somma del tempo di premovimento e del tempo di viaggio definisce il tempo d'evacuazione.

Il tempo di viaggio può essere scisso in 3 principali componenti:

1. Δ_t walking: tempo medio richiesto per singolo occupante per spostarsi dal punto di partenza,attraverso le vie di esodo e raggiungere l'uscita;
2. Δ_t queue: tempo di formazione code all'uscita;

3. Δ_t flow: tempo di flusso all'uscita.

Questi 3 principali componenti sono utilizzati per il calcolo di due tipi di evacuazione:

a) Il primo tipo coinvolge situazioni dove la densità degli occupanti è elevata e il tempo di evacuazione è dominato dal tempo di flusso verso l'uscita.
b) Il secondo tipo coinvolge situazioni a bassa densità di occupanti, spesso ampiamente dispersi su un numero di compartimenti. In questo secondo caso il tempo d'evacuazione è dominato dal tempo di premovimento e dalla distanza di viaggio,

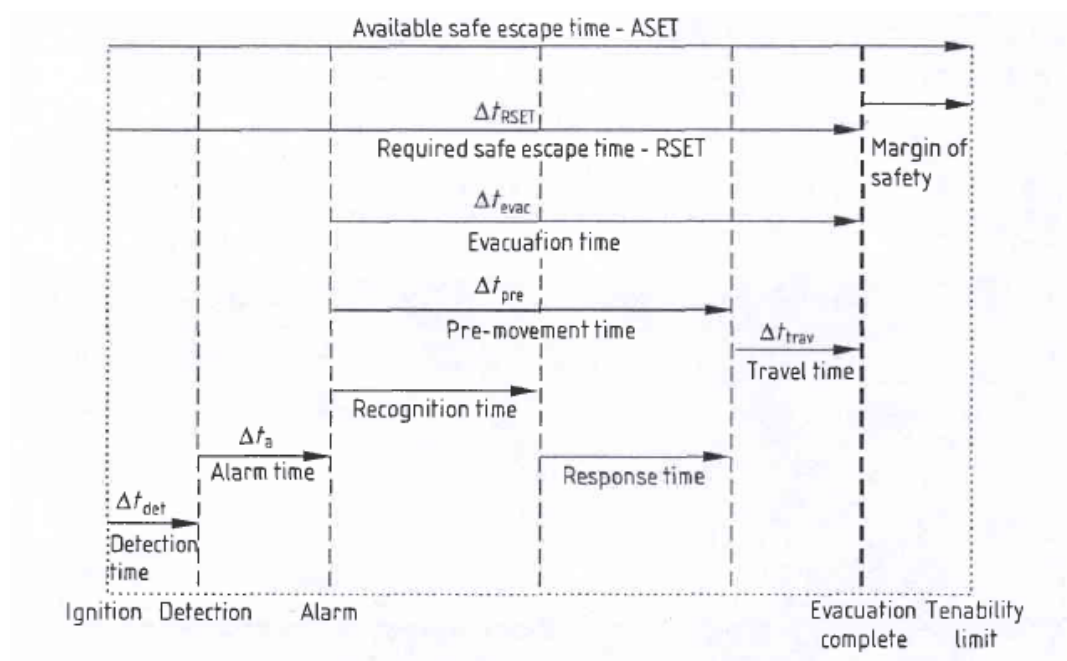



Figura 3-2: Schema semplificato dei processi coinvolti nel tempo di esodo in relazione al tempo disponibile per un esodo sicuro

3.4.5.2.2 L'influenza del comportamento

Durante tutte le fasi dell'esodo si può osservare un'ampia gamma di comportamenti degli occupanti che influiscono sul tempo di premovimento in maniera variabile. Infatti, prima di iniziare a muoversi attraverso le vie di fuga, essi possono essere occupati in attività anche diverse da quelle abituali; un'importante constatazione di ricerca comportamentale è che la fase di premovimento spesso può costituire la parte più lunga del tempo di evacuazione totale.

Per quanto riguarda invece il comportamento durante il percorso verso l'uscita, la presenza di fuoco o fumo o l'esposizione al calore hanno un impatto sull'evacuazione (ad esempio l'alterazione della velocità di marcia).

La quantificazione del tempo di premovimento e del tempo viaggio è quindi largamente influenzata dal comportamento degli occupanti; pertanto, al fine di affrontare questo aspetto, è stato sviluppato un metodo per cui viene utilizzata una serie di principali caratteristiche qualitative del comportamento degli occupanti per specificare un numero ridotto di variabili di base.

In altre parole, il comportamento degli occupanti coinvolti nella fuga da un compartimento dipende da una serie di fattori:

- caratteristiche della costruzione (particolare tipo di occupante, metodi per il rilevamento e di disposizione di allarmi, sistema gestione di sicurezza, disposizioni costruttive);
- caratteteristiche frgli occupanti (numero, vigilanza e familiarità con l’edificio e con il suo sistema di gestione della fase di allarme);
- esposizione degli occupanti ai prodotti dell’incendio.

Tutti gli aspetti di queste variabili dovrebbero essere considerati per ogni specifica costruzione, si possono consultare gli aspetti sopra elencati nella normativa BS (Annex E).

I dati quantitativi per ciascuna fase di esodo relativi al comportamento degli occupanti sono stati ottenuti da osservazioni in occasione di incendi e monitoraggi di evacuazione in modo tale da definire i parametri di progetto per diverse possibili categorie di comportamento.

Ognuno di questi scenari comportamentali è riassunto nella Tabella 3-3. Per ogni scenario di comportamento è stimato il tempo derivante dai tempi di allarme e premovimento, dipendenti principalmente da 3 strategie di gestione sicurezza e sistema di allarme presente sul sito.

Category	Occupant alertness	Occupant familiarity	Occupant density	Enclosures/ complexity	Examples of Occupancy types
A	Awake	Familiar	Low	One or many	Office or industrial
B1	Awake	Unfamiliar	High	One or few	Shop, restaurant, circulation space
B2	Awake	Unfamiliar	High	One with focal point	Cinema, theatre
	Asleep	Familiar	Low	Few	Dwelling
Ci	Long term: individual occupancy.				Without 24 h on site management.
Cii	Managed occupancy:				Serviced flats, halls of residence, etc.
Ciii	Asleep	Unfamiliar	Low	Many	Hotel, hostel
D	Medical care	Unfamiliar	Low	Many	Residential (institutional)
E	Transportation	Unfamiliar	High	Many	Railway station/Airport

Tabella 3-3: Scenari comportamentali di progetto e tipologie di attività

Alcune caratteristiche costruttive sono importanti in quanto influiscono principalmente sul tempo di viaggio e in alcune situazioni anche sul tempo di premovimento. Gli scenari di base possono essere ulteriormente suddivisi in scenari ancora più dettagliati per ciascuna classe.

Per ogni scenario mostrato in Tabella 3-3, i fattori descritti interessano il comportamento occupanti e il tempo richiestoper varie attività da effettuare durante le diverse fasi di evacuazione.

Gli aspetti sopra elencati, sono menzionati nella normativa BS (Annex F).

All'interno di ogni categoria, le caratteristiche comportamentali degli occupanti, in particolare il tempo di allarme e tempo di premovimento sono inoltre dipendenti da una serie di variabili delle quali:

- qualità sistema di allarme (classificazione livelli A1,A2 e A3);
- complessità edificio (classif. B1,B2 e B3);
- qualità gestione sicurezza antincendio (classif. M1, M2 e M3).

3.4.5.2.3 Gli effetti del sistema di allarme sul tempo di premovimento:

- Livello A1 : è presente una rilevazione automatica in tutto l'edificio che attiva un allarme generale a tutte le parti coinvolte dell'edificio.
- Livello A2 (a due stadi): è presente una rivelazione automatica in tutto l'edificio che fornisce un pre-allarme alle figure incaricate della gestione della sicurezza, con

attivazione automatica dell'allarme generale dopo un tempo prefissato se il pre-allarme non viene tacitato.

- Livello A3: un sistema di rilevazione ed allarme automatico è presente solo in prossimità dell'incendio o addirittura assente, è presente un sistema manuale di allerta generale con attivazione manuale in tutta le aree coinvolte.

3.4.5.2.4 Gli effetti della complessità dell'edificio sul tempo di evacuazione per una via di fuga protetta:

- Livello B1: rappresenta un semplice edificio monopiano, con uno o un numero limitato di compartimenti, semplice distribuzione dei locali e buona visuale, con limitate distanze di esodo ed un buon numero di uscite sull'esterno dell'edificio a disposizione.
- Livello B2: rappresenta un semplice edificio multipiano, le cui caratteristiche sono conformi alle prescrizioni e con una semplice distribuzione dei locali.
- Livello B3: rappresenta edifici complessi e di grandi dimensioni (centri commerciali, hotel, locali pubblici, ecc.).

3.4.5.2.5 Classificazione delle caratteristiche del sistema di gestione della sicurezza antincendi e degli effetti sul tempo di evacuazione

In molte situazioni, è stato osservato che il tempo precedente la fase di viaggio di una evacuazione (ovvero il tempo di pre-movimento), e la successiva fase di viaggio dipendono fortemente sull'implementazione delle strategie di gestione della sicurezza antincendi. Essa dipende principalmente da elementi quali la formazione del personale e le esercitazioni di gestione dell'emergenza; tuttavia, essa dipende anche dagli strumenti finalizzati ad un esodo efficiente e tempestivo a disposizione della dirigenza. Il piú importante di questi strumenti sono i sistemi di allarme ed altre caratteristiche dell'edificio come ad esempio quelle che influenzano la sua complessità. Al fine di valutare l'influenza del sistema di gestione della sicurezza antincnedi sul tempo di evacuazione, è stato sviluppato un sistema di classificatione della sicurezza antincendi articolato in tre livelli. Esso può essere messo in relazione con la classificazione del sistema di allarme e con quella della complessità dell'edificio:

- Livello M1: gli occupanti normalmente presenti (personale o residenti) devono essere addestrati con un alto livello di gestione di sicurezza antincendi e tramite

esercitazioni pratiche di mantenimento, presenza di guardiani di piano, un piano di emergenza ben sviluppato ed esercizi di esodo regolari.

Il sistema e le procedure sono soggetto a certificazione indipendente, ivi incluse revisioni periodiche con evacuazioni monitorate per le quali la prestazione deve corrispondere al presupposto di prestazione di progetto

- Livello M2: è simile al livello 1, ma con un rapporto tra visitatori e personale effettivo più basso mentre i guardiani di piano possono essere non sempre presenti. Gli audit esterni non sono obbligatori mentre le caratteristiche costruttive possono essere di livello B2 o B3 e l'allarme di livello A2.
- Livello M3: rappresenta attività ordinarie con una gestione della sicurezza antincendio minima. Non sono previsti audit indipendenti, la costruzione può essere di livello B3 ed il sistema allarme A3. Questo livello non è adatto per una progettazione di tipo ingegneristico a meno che vengano prese altre misure atte ad assicurare un adeguato livello di sicurezza come ad esempio restrizioni alle prestazioni al fuoco del contenuto, misure di protezione passiva di alto livello e/o sistemi di protezione attiva.

3.4.5.2.6 Stima del tempo di premovimento basata sugli scenari comportamentali di progetto

Le distribuzioni del tempo di pre-movimento dipendono principalmente dalla categoria di scenario comportamentale di progetto e dal livello di gestione della sicurezza antincendio, con qualche effetto dovuto inoltre alla complessità dell'edificio.

Le simulazioni effettuate con l'ausilio del calcolatore possono tener conto dei tempi di evacuazione e di viaggio per ciascun singolo occupante. Tuttavia è possibile dare una stima adeguata del tempo di evacuazione per la maggior parte delle situazioni considerando due principali criteri, il tempo di premovimento dei primi occupanti presenti in un compartimento (1° percentile) e il tempo premovimento degli ultimi occupanti (99° percentile). I dati sulla distribuzione tempo premovimento per differenti scenari di comportamento sono assai limitati. Tuttavia sono disponibili alcune misure dei tempi di premovimento per i frattili 1% e 99% degli occupanti e riportati nell'Appendice C alla norma.

Le conclusioni generali per i tempi di premovimento dati, per i primi (1%) e gli ultimi (99%) occupanti che si spostano possono essere molto brevi (pochi minuti o meno) e

prevedibili quando gli occupanti sono svegli e la gestione della sicurezza antincendio è di alto livello, mentre i tempi diventano molto più lunghi e meno prevedibili quando la gestione antincendio ed il sistema allarme sono di standard inferiori e in edifici contenenti occupanti che potrebbero essere addormentati.

3.4.5.2.7 Stima del tempo di viaggio basata sugli scenari comportamentali di progetto

Il tempo di viaggio su una via di fuga protetta, per un singolo compartimento, dipendono da due principali aspetti :

1. la distanza di un occupante dall'uscita scelta e la sua velocità di marcia;
2. massima capacità di flusso delle uscite utilizzate dagli occupanti;

La distanza che ogni occupante deve percorrer per raggiungere una uscita protetta (e la distanza media per un gruppo di occupanti) dipende dalla posizione degli occupanti all'interno del compartimento, dalla sua dimensione e forma, dalla distribuzione delle uscite disponibili e dalle strategie di scelta delle uscite da parte degli occupanti.

Linee guida sugli effetti della densità del fumo sulla velocità di marcia sono fornite nell'appendice H alla norma in parola.

In pratica, quando gruppi di occupanti evacuano un compartimento, la densità degli occupanti aumenta rapidamente vicino l'uscita in modo che la coda formatasi e i successivi tempi d'evacuazione dipendono dalla capacità di flusso massimo d'uscita.

Per quanto riguarda le linee guida in merito alla formazione di code e capacità di flusso delle uscite, esse sono fornite nelle appendici G ed H.

3.4.5.2.8 Interazione tra i tempi di premovimento, di spostamento e di flusso d'uscita ai fini del calcolo de tempo di evacuazione

Dal momento che il tempo di pre-movimento per un gruppo di occupanti un compartimento segue una distribuzione, c'è un grado considerevole di interazione tra i tempi di pre-movimento, il tempo di spostamento e quello del flusso d'uscita.

Per poter effettuare un'analisi dettagliata del tempo di evacuazione è necessario considerare la posizione di ogni singolo occupante, quindi il loro tempo di pre-movimento individuale e il tempo di spostamento, gli effetti della densità degli occupanti sui tempi di percorrenza e di flusso attraverso le uscite scelte. Tali analisi può essere effettuata con l'ausilio del calcolatore.

È comunque possibile nella pratica ridurre queste interazioni complesse a calcoli semplificati senza incorrere in errori significativi. Ciò può essere effettuato per un qualsiasi compartimento considerando i due casi seguenti:

1. un caso in cui il compartimento è soggetto a basso affollamento con una densità di occupanti inferiore ad un terzo di quella di progetto;
2. un caso in cui il compartimento contiene la massima popolazione di progetto.

In entrambi i casi, la presenza dell'uscita più grande deve essere trascurata.

Nel primo caso il tempo di evacuazione dipende dal tempo di premovimento degli ultimi occupanti che decidono di lasciare il compartimento e dal tempo loro richiesto per raggiungere l'uscita e attraversarla. Poiché la densità di occupanti è bassa, la velocità di marcia è elevata in quanto l'uscita è libera non vi si formano code.

$$\Delta t_{evac.} = \Delta t_{prem\,(99\%)} + \Delta t_{trav(walking)}$$

ove

$\Delta t_{prem\,(99\%)}$ è il tempo che intercorre dall'allarme generale al movimento degli ultimi occupanti.

$\Delta t_{trav(walking)}$ è il tempo di viaggio, dato dalla velocità di marcia in assenza di ostacoli moltiplicato per la distanza media dalle uscite. (Per ottenere una stima conservativa si può usare la massima distanza).

Per il secondo caso il tempo di evacuazione dipende dal tempo di premovimento e dal tempo di marcia dei primi occupanti sommato al tempo di flusso all'uscita, in particolare:

$$\Delta t_{evac.} = \Delta t_{prem\,(1\%)} + \Delta t_{trav(walking)} + \Delta t_{trav(flow)}$$

dove:

$\Delta t_{trav\,(flow)}$ è il tempo necessario alla popolazione totale degli occupanti ad attraversare le uscite disponibili;

Una volta che i primi occupanti iniziano a muoversi, la distanza di premovimento tende a seguire approssimativamente un distribuzione normale, con un rapido incremento del numero di occupanti che comincia a muoversi subito dopo l'inizio della distribuzione e una lunga coda fino agli ultimi occupanti che si muovono come illustrato in

Tabella 3-4: tempi di premovimento suggeriti per diverse categorie di scenari comportamentali di progetto

, mentre la Figura 3-3 illustra la misura del tempo di premovimento per un numero di evacuazioni monitorate senza preavviso (ristoranti, negozi, ecc.).

Si può osservare come le diverse curve rappresentate per i diversi scenari abbiano forma simile, con brevi periodi prima del viaggio abbia inizio e distribuzioni della curva stretta.

Scenario category and modifier	First occupants $\Delta t_{pre\,(1st\,percentile)}$	Occupant distribution $\Delta t_{pre\,(99th\,percentile)}$ [a]
A: awake and familiar		
M1 B1 – B2 A1 – A2	0.5	1.0
M2 B1 – B2 A1 – A2	1	2
M3 B1 – B2 A1 – A3	*>15*	*>15*
For B3, add 0.5 for wayfinding		
M1 would normally require voice alarm/PA if unfamiliar visitors likely to be present		
B: awake and unfamiliar		
M1 B1 A1 – A2	0.5	2
M2 B1 A1 – A2	1.0	3
M3 B1 A1 – A3	*>15*	*>15*
For B2 add 0.5 for wayfinding		
For B3 add 1.0 for wayfinding		
M1 would normally require voice alarm/PA		
Ci: sleeping and familiar		
(e.g. dwellings – individual occupancy)		
M2 B1 A1	*5*	*5*
M3 B1 A3	*10*	*>20*
For other units in a block assume one hour		
Cii: managed occupancy		
(e.g. serviced apartments, hall of residence)		
M1 B2 A1 – A2	*10*	*20*
M2 B2 A1 – A2	*15*	*25*
M3 B2 A1 – A3	*>20*	*>20*
Ciii sleeping and unfamiliar		
(e.g. hotel, boarding house)		
M1 B2 A1 – A2	*15*	*15*
M2 B2 A1 – A2	*20*	*20*
M3 B2 A1 – A3	*>20*	*>20*
For B3, add 1.0 for wayfinding		
M1 would normally require voice alarm/PA		
D: medical care		
Awake and unfamiliar (e.g. day centre, clinic, surgery, dentist)		
M1 B1 A1 – A2	0.5	2
M2 B1 A1 – A2	1.0	3
M3 B1 A1 – A3	*>15*	*>15*
For B2 add 0.5 for wayfinding		
For B3 add 1.0 for wayfinding		
M1 would normally require voice alarm/PA		
Sleeping and unfamiliar (e.g. hospital ward, nursing home, old peoples' home)		
M1 B2 A1 – A2	5 [b]	10 [b]
M2 B2 A1 – A2	10 [b]	20 [b]
M3 B2 A1 – A3	*>10* [b]	*>20* [b]
For B3 add 1.0 for wayfinding		
M1 would normally require voice alarm/PA		
E: transportation (e.g. railway, bus station or airport)		
Awake and unfamiliar		
M1 B3 A1 – A2	1.5	4
M2 B3 A1 – A2	2.0	5
M3 B3 A1 – A3	*>15*	*>15*
M1 and M2 would normally require voice alarm/PA		

NOTE There is a lack of data on evacuation behaviour and the times required for key aspects of evacuation. Therefore the limitations of the database needs to be borne in mind when proposing or assessing designs incorporating engineered solutions in relation to human behaviour.

In particular the database needs to be improved by the provision of information such as evacuation time records, video records from real evacuation incidents (including fires) and data from monitored evacuations in a reasonably large set of each occupancy type, including sleeping accommodation. This could then provide a definitive database for design applications and the further development of predictive evacuation and behaviour models.

[a] Total pre-movement time = $\Delta t_{pre\,(1st\,percentile)} + \Delta t_{pre\,(99th\,percentile)}$. Figures with greater levels of uncertainty are italicized.
[b] These times depend upon the presence of sufficient staff to assist evacuation of handicapped occupants.

Tabella 3-4: tempi di premovimento suggeriti per diverse categorie di scenari comportamentali di progetto

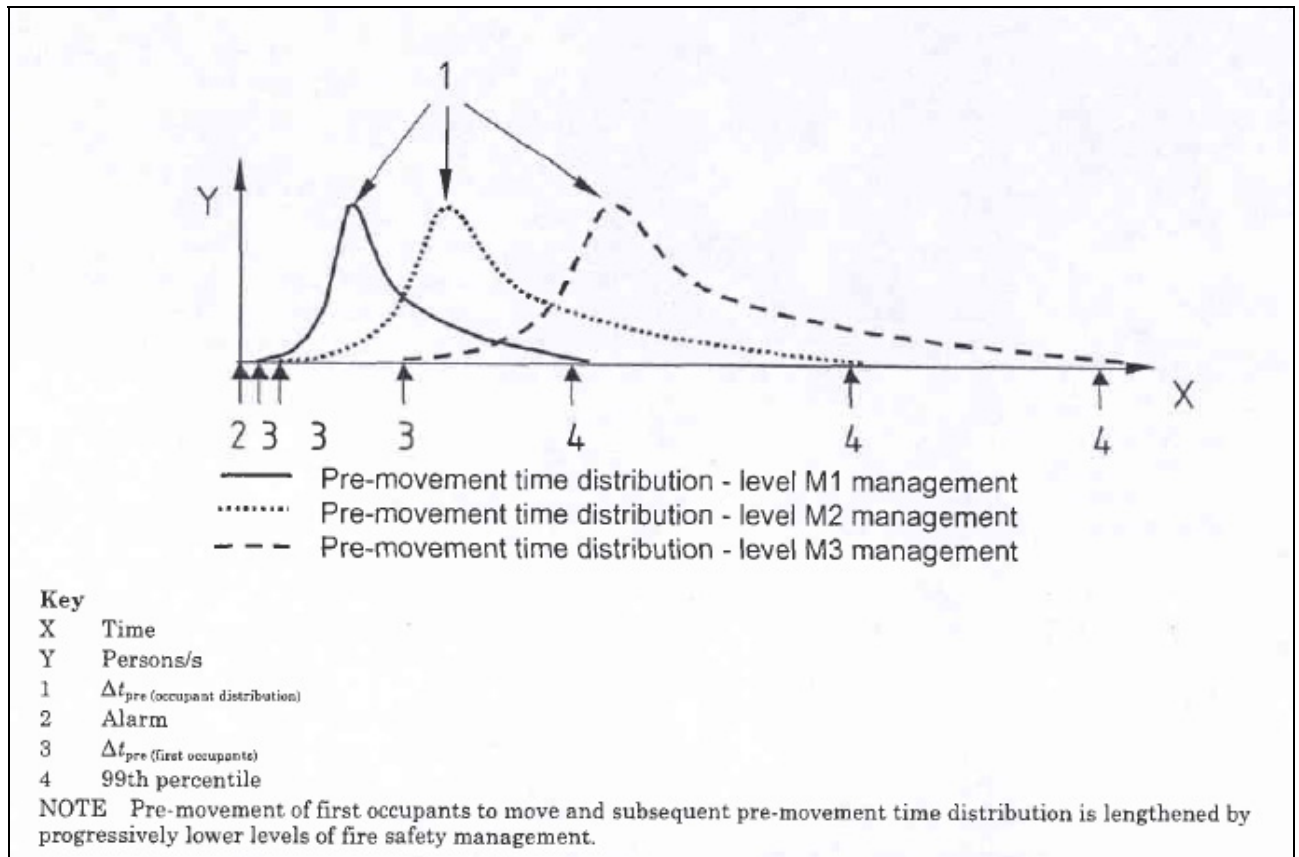



Figura 3-3: Rappresentazione delle distribuzioni del tempo di premovimento ed effetti di diversi livelli di gestione della sicurezza antincendi

3.4.5.2.9 Linee guida sulle velocità di marcia e sulle portate

Come discusso nei paragrafi precedenti, nel tempo di viaggio esiste un termine chiamato tempo di marcia che definisce il tempo impiegato dal singolo occupante per raggiungere l'uscita più vicina; la velocità di marcia orizzontale in assenza ostacoli è tipicamente stimata in circa 1,2 m/s.

Inoltre la velocità di marcia è stata messa in relazione con la densità degli occupanti, se l'affollamento è inferiore a 0,54 pers/m^2, allora gli individui si muovono al loro passo standard, indipendentemente dalla velocità degli altri.

La velocità si annulla invece per un valore della densità pari 3.8 pers/m^2.

All'interno di questi limiti la velocità orizzontale è data :

$$S = k - akD$$

dove :

S : velocità lungo la traiettoria;

D : densità persone/m^2;

k : 1,4 per percorsi orizzontali;

a : 0,266.

L'effetto dell'affollamento sulla velocità di movimento verticale, è descritto dall'equazione precedente in cui vengono assunti valori differenti per la costante *k* come mostrato nella Tabella 3-5.

La massima portata dipende dalla densità occupanti e dalla velocità di viaggio, come descritto dalla formula seguente:

$$F_s = SD$$

Dove:
F_s : portata specifica;

D : densità persone/m^2;

S : velocità lungo la traiettoria;

La combinazione delle due equazioni precedenti fornisce :

$$F_s = (1 - a)\, K\, D$$

Dove *k* è fornito dalla tabella seguente.

Exit route element mm		k	speed	flow
Corridor, aisle, ramp, doorway		1.40	1.19	1.3
Riser mm	Tread mm			
191	254	1.00	0.85	0.94
178	279	1.08	0.95	1.01
165	305	1.16	1.00	1.09
165	330	1.23	1.05	1.16

Tabella 3-5: Costanti dell'equazione che descrive l'effetto dell'affollamento sulla velocità di marcia, massima velocità di marcia in assenza di ostacoli

3.4.5.3 I modelli di esodo *agent – based*

Un altro approccio alla modellazione dell'esodo è quello dei cosiddetti modelli *agent – based* nei quali ciascun occupante viene rappresentato tramite un "agente" o "avatar". In questo paragrafo vengono date alcune informazioni circa il software FDS + Evac, sviluppato dal VTT, centro di ricerca tecnico nazionale finlandese in collaborazione con il NIST americano. FDS + Evac consente di simulare allo stesso tempo l'incendio ed il processo di evacuazione. Esso può essere anche utilizzato per simulare l'esodo senza alcun effetto dell'incendio come ad esempio avviene nelle esercitazioni antincendio.

In FDS + Evac, ciascun occupante è trattato come un'entità a sé stante che ha delle proprietà e delle strategie di esodo personalizzate. Il movimento degli agenti è simulato

utilizzando superfici piane bidimensionali che rappresentano i pavimenti degli edifici. L'algoritmo di base dietro il movimento di evacuazione risolve un equazione del moto per ciascun agente in uno spazio bidimensionale continuo e nel tempo. È come se FDS+Evac risolvesse una specie di dinamica di molecole artificiali per gli agenti. Le forze che agiscono sugli agenti consistono sia in forze fisiche, come ad esempio le forze di contatto e la gravità, e forze psicologiche esercitate dall'ambiente e dagli altri agenti. Il modello dietro l'algoritmo di movimento è il modello di forza sociale introdotto dal gruppo di Helbing, come modificato da Langston per tenere meglio conto della forma del corpo umano.

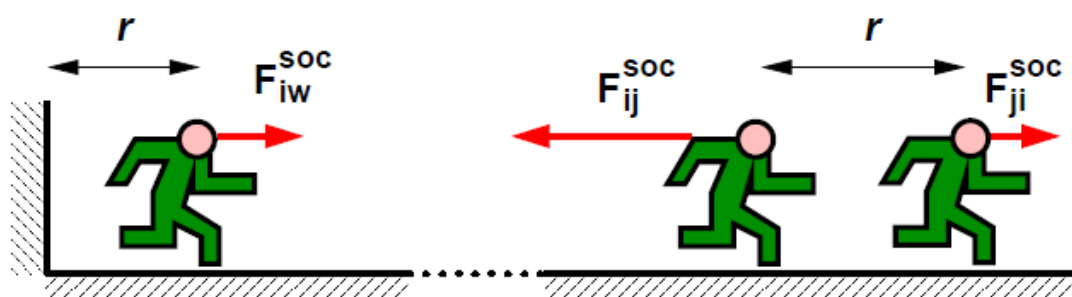
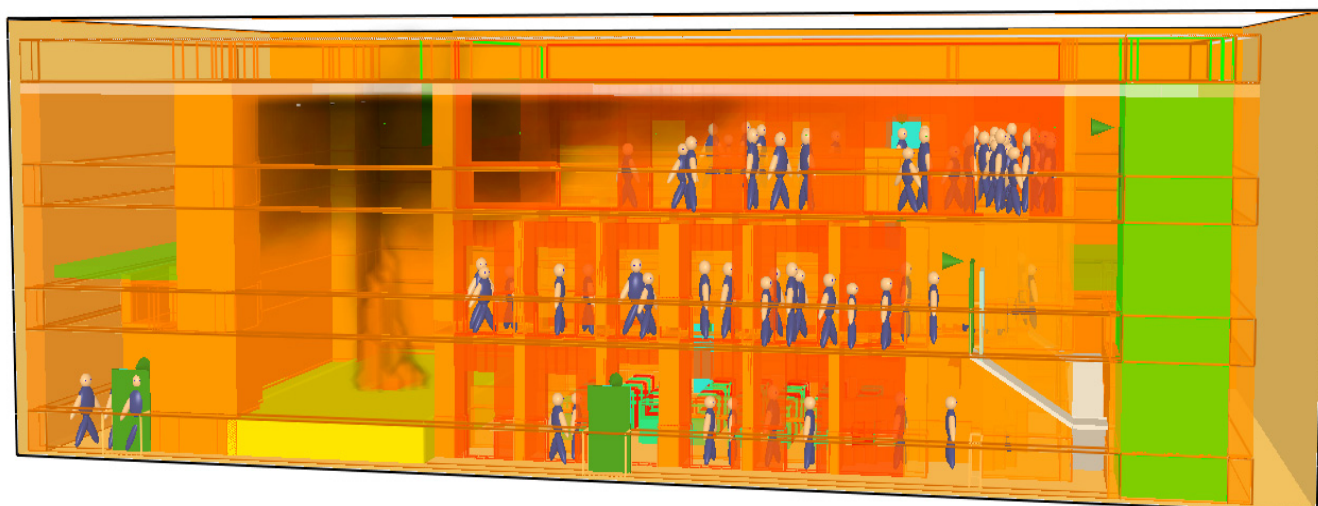



Figura 3-4: Il concetto di social force

La figura seguente mostra una simulazione di esodo in caso di incendio effettuata con FDS + EVAC.

3.5 La CPD e i requisiti essenziali di sicurezza

In questo capitolo, relativo al rischio d'incendio appare opportuno menzionare un argomento di taglio lievemente diverso ma altrettanto rilevante per una comprensione globale dell'argomento. Il soggetto in questione è quello dei prodotti da costruzione. Tali prodotti sono quelli destinati ad essere permanentemente incorporati nelle opere da

costruzione. Alcuni di essi possiedono delle caratteristiche cruciali dal punto di vista del comportamento all'incendio dell'opera intera.

A seguito della creazione di un mercato unico nell'Unione Europea, con l'obiettivo della libera circolazione dei prodotti, sorse il problema di come valutare la rispondenza di un prodotto proveniente e qualificato in un diverso Paese dell'Unione ai requisiti minimi fissati dallo Stato ove esso avrebbe potuto stato commercializzato.

Per disciplinare questa delicata questione fu emanata la Direttiva 89/196/CEE o Direttiva Prodotti da Costruzione di seguito discussa.

La Direttiva 89/196/CEE ("*Direttiva del Consiglio del 21 Dicembre 1988 relativa al ravvicinamento delle disposizioni legislative, regolamentari e amministrative degli Stati membri concernenti i prodotti da costruzione"*- G.U.C.E. 11 febbraio 1989 - L40 e G.U.C.E. 30 agosto 1993 - L220), meglio nota come Direttiva Prodotti da Costruzione e recepita dallo Stato italiano con **D.P.R. 21.04.1993 n. 246** ("*Regolamento di attuazione della direttiva 89/106/CEE relativa ai prodotti da costruzione*") pubblicato nella G.U. 22 luglio 1993, n. 170 e successivamente modificato con il **D.P.R. 10 dicembre 1997, n. 499** (G.U. 27 gennaio 1998, n. 21), rappresenta il documento comunitario che ha dato origine, negli ultimi 20 anni, ad un notevole sviluppo dei temi connessi alla sicurezza antincendio, ivi inclusi quelli della Protezione Passiva.

Esaminiamo a grandi linee tale importante atto che, fuori da ogni dubbio, ha consentito di incidere in modo nuovo, non solo nei settori della normazione e della certificazione, ma anche in quello della ricerca sui prodotti ed opere di costruzione.

La Direttiva nasce con l'obiettivo di facilitare la libera circolazione dei prodotti nel mercato interno, senza comunque ridurre i livelli di sicurezza (RE) esistenti negli Stati membri appartenenti alla UE, obiettivo raggiungibile, come dice lo stesso testo dell'atto, attraverso il cosiddetto riavvicinamento delle disposizioni legislative, regolamentari e amministrative concernenti i prodotti da costruzione.

La stessa Direttiva intende per prodotto da costruzione *"... qualsiasi prodotto fabbricato al fine di essere permanentemente incorporato in opere di costruzione*", indicando altresì che un prodotto destinato ad essere impiegato in opere da costruzione può essere immesso sul mercato solo "se *idoneo all'impiego previsto*" (art. 2).

Va subito precisato che il termine "idoneo" è usato solo in tale direttiva mentre in altre Direttive che regolano diverse tematiche si parla di "presunzione di conformità ai requisiti essenziali".

Lo Stato membro, inoltre, secondo la Direttiva, ritiene idoneo all'impiego previsto solo quel prodotto con "caratteristiche tali che le opere, nelle quali deve essere installato, possano, se convenientemente progettate e costruite, soddisfare ai requisiti essenziali se e nella misura in cui tali opere siano soggette a regolamentazioni che prevedano tali requisiti".

In altri termini l'idoneità all'impiego di un prodotto é connessa alle sue caratteristiche, al ruolo svolto dallo stesso prodotto in relazione ai requisiti essenziali e alle disposizioni nazionali sulla progettazione e realizzazione delle opere.

L'articolo 3 comma 2 esplicita anche il fatto che gli Stati membri possono fissare e quindi esigere, per ciascun requisito essenziale identificato, differenti livelli di prestazione connessi a differenze di condizioni climatiche o geografiche, abitudini e diversi livelli di protezione esistenti nei vari Paesi.

Ciò significa che l'idoneità all'impiego di cui si parla deve essere necessariamente legata al paese in cui tale prodotto viene usato assumendo quindi, in relazione a tale fatto, una dimensione di carattere "nazionale".

Altro concetto nuovo e importante rispetto ad altre direttive è che i Requisiti Essenziali sono riferiti alle opere da costruzione e non ai prodotti.

E' evidente che le caratteristiche tecniche di un prodotto di cui l'opera è costituita influenzano i predetti requisiti essenziali della stessa opera, ma è pur vero che, in tale modo, viene a crearsi un complesso procedimento in base al quale sarà necessario dimostrare che l'insieme dei prodotti assemblati per costituire un'opera, attraverso le caratteristiche possedute dagli stessi singolarmente, possa soddisfare i requisiti essenziali della costruzione.

Ma quali sono, a questo punto, questi requisiti essenziali delle opere?

La risposta è contenuta nell'allegato I alla Direttiva nel quale sono riportati i seguenti requisiti essenziali:

1) R. E. N. 1: RESISTENZA MECCANICA E STABILITÀ

2) R. E. N. 2: SICUREZZA IN CASO D'INCENDIO

3) R. E. N. 3: IGIENE, SALUTE E AMBIENTE

4) R. E. N. 4: SICUREZZA D'USO

5) R. E. N. 5: PROTEZIONE CONTRO IL RUMORE

6) R. E. N. 6: RISPARMIO ENERGETICO E ISOLAMENTO TERMICO

In particolare, nell'ambito del requisito connesso alla SICUREZZA IN CASO D'INCENDIO la direttiva stabilisce i seguenti obiettivi generali:

1. GARANTIRE PER UN PERIODO DI TEMPO DETERMINATO LA CAPACITÀ PORTANTE DELL'OPERA;
2. LIMITARE LA PRODUZIONE E LA PROPAGAZIONE DEL FUOCO E DEL FUMO ALL'INTERNO DELL'OPERA;
3. LIMITARE LA PROPAGAZIONE DEL FUOCO ALLE OPERE VICINE;
4. PERMETTERE AGLI OCCUPANTI DI LASCIARE L'OPERA OPPURE DI ESSERE SOCCORSI;
5. PRENDERE IN CONSIDERAZIONE LA SICUREZZA DELLE SQUADRE DI SOCCORSO.

Ancora una volta, per ulteriori dettagli sulla Direttiva si rimanda a testi specializzati come ad esempio il citato "Reazione e resistenza al fuoco" di cui il sottoscritto figura tra gli Autori.

3.6 La valutazione analitica della resistenza al fuoco: gli Eurocodici

Gli eurocodici strutturali, come già abbiamo detto in precedenza, costituiscono norme di progettazione unificate a livello europeo redatte in sede CEN su mandato della Commissione (il comitato responsabile è il COMITATO TECNICO CEN-TC 250 – segretariato BSI) in grado anch'essi di implementare e rendere attuabili gli scopi della Direttiva prodotti da costruzione.

La loro origine tuttavia è precedente alla emanazione della direttiva e più precisamente, l'avvio di tali norme europee risale al 1975, quando la Commissione della Comunità Europea decise di avviare un apposito programma nel settore delle costruzioni, basato sull'articolo 95 del Trattato e avente l'obiettivo della eliminazione degli ostacoli tecnici al commercio e l'armonizzazione delle specificazioni tecniche.

Nell'ambito di tale programma la Commissione prese, quindi, l'iniziativa di stabilire una serie di regole tecniche armonizzate per la progettazione delle opere di costruzione con l'intenzione, in una prima fase, di utilizzare tali regole come alternativa a quelle degli Stati membri e, successivamente, in sostituzione delle regole nazionali.

Per oltre 15 anni la Commissione, con l'aiuto dell'apposito Comitato Guida ("Steering Committee"), all'interno del quale venivano rappresentati tutti gli Stati membri, condusse lo sviluppo del programma e nel 1980 nacque la prima generazione degli eurocodici.

Nel 1989, a seguito della emanazione della CPD, vi fu poi uno speciale accordo tra la Commissione, il CEN e l'EFTA con il quale veniva trasferita la preparazione e la pubblicazione degli eurocodici al CEN attraverso una serie di mandati (BC/CEN/03/89).

L'obiettivo era quello di trasformare le regole già elaborate in Norme Europee (EN) e ciò provocò, di fatto, la logica connessione tra gli eurocodici e tutte le direttive del Consiglio e/o le Decisioni della Commissione riguardanti il settore delle costruzioni (es.: direttiva CPD 89/106/CEE sui prodotti da costruzione, direttiva 93/37/CEE, 92/50/CEE e 89/440/CEE sui lavori e servizi pubblici, direttive EFTA fino a quel momento avviate allo scopo della implementazione del mercato interno europeo).

In relazione a tale legame che tali norme possiedono con le direttive che riguardano il settore delle costruzioni, gli eurocodici strutturali vanno, quindi, oggi visti come documenti di riferimento per perseguire le seguenti principali finalità:

- provare la compatibilità tra le opere di ingegneria civile e i requisiti essenziali della CPD, con particolare riguardo ai requisiti Essenziale 1 (Resistenza meccanica e stabilità) e 2 (Sicurezza in caso d'incendio);
- redigere i contratti delle opere di costruzione e dei relativi servizi di ingegneria;
- redigere le specificazioni tecniche armonizzate sui prodotti da costruzione (ENs + ETAs).

Occorre, inoltre, evidenziare che, sebbene essi abbiano una natura diversa rispetto alle "norme armonizzate di prodotto" previste dalla direttiva CPD 89/106/CEE, gli eurocodici, che riguardano le opere di costruzione, hanno una diretta relazione con il Documento interpretativo n. 2 "Sicurezza in caso di incendio" di cui all'articolo 12 della CPD.

Riportiamo allora ancora una volta quanto previsto dall'articolo 12 della CPD:

"… I documenti interpretativi:

a) precisano i requisiti essenziali previsti all'art. 3 e definiti nell'allegato I, armonizzando la terminologia ed i concetti tecnici di base e indicando le categorie o i livelli per ciascun requisito laddove ciò sia necessario e lo sviluppo delle conoscenze scientifiche e tecniche lo consenta;

b) indicano i metodi di correlazione tra detti livelli o categorie di requisiti e le specificazioni tecniche di cui all'art. 4: metodi di calcolo e di determinazione, norme tecniche di concezione delle opere, ecc....

c) costituiscono un riferimento per la definizione di norme armonizzate e di orientamenti per il benestare tecnico europeo, nonché per l'accettazione di specificazioni tecniche nazionali ai sensi dell'art.4, paragrafo 3.

In definitiva l'articolo 12 stabilisce che i documenti interpretativi possono stabilire la correlazione tra i livelli o categorie riferite ai prodotti e le specificazioni tecniche armonizzate anche attraverso adeguati metodi di calcolo.

Tenuto allora conto del legame stabilito fra eurocodici e la direttiva prodotti da costruzione, è di tutta evidenza il fatto che, trattandosi proprio di norme di calcolo, gli eurocodici strutturali giocano oggi un ruolo simile a quello posseduto dai Documenti interpretativi 1 (Resistenza meccanica e Stabilità) e 2 (Sicurezza in caso d'incendio) e costituiscono, quindi, atti complementari a tali documenti interpretativi ai fini della redazione delle specificazioni tecniche sui prodotti.

Si vuole qui evidenziare l'importanza di tale circostanza poiché, in altre parole, gli aspetti tecnici che derivano dagli eurocodici sulle opere devono essere necessariamente prese in considerazione dai comitati tecnici del CEN e dai gruppi di lavoro che operano in sede EOTA, i quali lavorano per la costruzione delle cosiddette SPECIFICAZIONI TECNICHE ARMONIZZATE SUI PRODOTTI.

Si riporta di seguito l'elenco completo degli eurocodici redatti dal CEN - TC 250, con il numero di parti a ciascuno corrispondenti, la cui definitiva pubblicazione è avvenuta nel corso del 2007:

EN1990 Basis of Structural Design	1	Part
EN1991 Actions on Structures	10	Parts
EN1992 Design of Concrete Structures	4	Parts
EN1993 Design of Steel Structures	20	Parts
EN1994 Design of Composite Structures	3	Parts
EN1995 Design of Timber Structures	3	Parts
EN1996 Design of Masonry Structures	4	Parts
EN1997 Geotechnical Design	2	Parts
EN1998 Design of Structures for Earthquake Resistance	6	Parts

EN1999 Design of Aluminium Structures 5 Parts

La serie degli Eurocodici è pertanto costituita da 10 Norme europee per la progettazione strutturale e ciascuna norma consiste in un numero di parti che riguardano particolari aspetti tecnici, come ad esempio le azioni, il fuoco, metodi semplificati ecc..
Si tratta, evidentemente, di un opera gigantesca, oggi costituita da 58 parti, di cui 7 specificatamente dedicate alla progettazione strutturale antincendio.

Ai fini dell'applicazione all'interno della UE di tali norme è essenziale anche citare l'importante RACCOMANDAZIONE della Commissione 2003/887/CE (GUCE L 332 11.12.2003).

In tale raccomandazione la CE già evidenziava il fatto che l'uso degli Eurocodici, eliminando le disparità tra i metodi di calcolo utilizzati nelle normative nazionali, "…dovrebbe agevolare la libera prestazione di servizi d'ingegneria e di architettura e creare le condizioni per un sistema armonizzato di regole generali valido anche per le procedure di aggiudicazione degli appalti pubblici".

Secondo la Commissione, inoltre, gli eurocodici devono rappresentare per gli Stati membri uno strumento adeguato sia per la progettazione delle opere, sia per il controllo della resistenza meccanica delle componenti o della stabilità delle strutture e, nel caso di opere progettate con i metodi descritti negli Eurocodici, anche strumenti per riconoscere la presunzione di conformità con i Requisiti essenziali nn. 1 e 2 ("Resistenza meccanica e stabilità" e "Sicurezza in caso d'incendio).

Gli Stati membri sono stati anche invitati dalla Commissione:

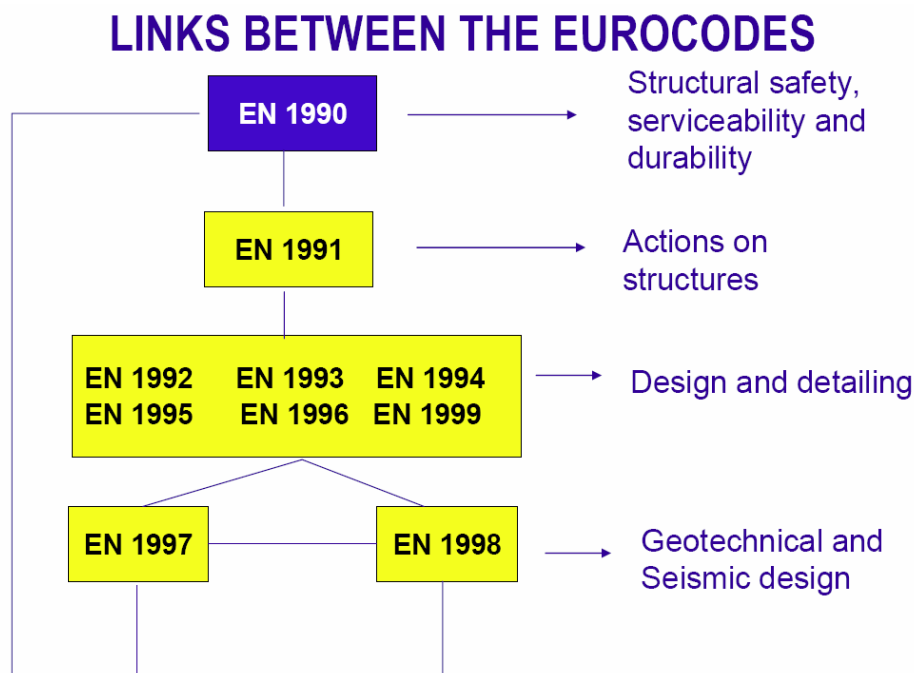
- ad avviare ricerche per agevolare l'integrazione negli Eurocodici dei più recenti sviluppi scientifici e tecnologici, in cooperazione con il Centro comune di ricerca della CE per garantire un livello sempre maggiore di sicurezza delle costruzioni soprattutto nel campo della resistenza delle strutture ai sismi e agli incendi;
- a promuovere l'apprendimento dell'uso degli Eurocodici nelle scuole di ingegneria e nei corsi di formazione professionale permanente destinati agli ingegneri e ai tecnici.

Dall'esame della tabella precedente si evince chiaramente che gli Eurocodici, oltre a coprire tutti i principali materiali da costruzione (calcestruzzo, acciaio, legno, murature, alluminio) e tutti i maggiori campi della ingegneria strutturale (basi per la progettazione strutturale, carichi, incendio, geotecnica, sisma, ecc), contengono un ampio range di tipologie di strutture (edifici, ponti, torri, silos ecc…).

In particolare, la norma EN 1990, capisaldo dell'intera serie e prevista per essere usata assieme alla norma EN 1991 specificamente dedicata alle "Azioni sulle strutture", stabilisce per tutti gli eurocodici strutturali i principi e i requisiti riguardo alla Sicurezza, alla Funzionalità (serviceability) e Durabilità delle strutture.

La stessa norma contiene, inoltre, le basi per la progettazione strutturale e la verifica delle costruzioni ed opere di ingegneria (regole riguardanti i coefficienti parziali per le azioni, espressioni riguardanti le combinazioni di carico sia per gli stati limite ultimo che di esercizio), dando altresì orientamenti sugli aspetti legati alla "affidabilità strutturale" (structural reliability).

Le norme EN 1992, 1993, 1994, 1995, 1996 EN 1999, da utilizzare assieme alle precedenti, sono specificamente dedicate alla progettazione strutturale degli edifici e delle opere di ingegneria civile in relazione alla loro tipologia (calcestruzzo, acciaio, strutture miste calcestruzzo-acciaio, legno, murature, alluminio),.

Infine, la EN 1997 e la EN 1998 sono specificamente rivolte alla progettazione geotecnica e sismica delle costruzioni

EN 1990 Basis of Structural Design - Fundamental requirements

La struttura e gli elementi strutturali devono essere progettati, realizzati e mantenuti in modo tale da soddisfare I sguenti requisiti principali:

1) Requisiti di sicurezza – la struttura, nel corso della sua vita utile, con un appropriato livello di affidabilità e in modo economico, dovrà sostenere tutte le azioni e le influenze cui verosimilmente sarà soggetta durante la fase di realizzazzione e di utilizzo.

2) Requisiti di utilizzabilità – la struttura, nel corso della sua vita utile, con un appropriato livello di affidabilità e in modo economico, rimarrà idonea all'utilizzo per il quale essa è concepita

3) Requisiti di robustezza– la struttura non sarà danneggiata da eventi come esplosioni, impatti o conseguenze di errori umani, in un modo sproporzionato rispetto alla causa originale

4) Requisiti di comportamento all'incendio – la resistenza strutturale deve essere adeguata ai periodi di tempo richiesti. L'obiettovo generale è limitare i rischi per gli individui e per la società, per proprietà adiacenti, l'ambiente o beni direttamente esposti.

Ai fini dell'applicazione degli eurocodici nei vari Paesi della UE, va comunque precisato che sia la determinazione dei livelli di sicurezza degli edifici ed opere di ingegneria civile, sia gli aspetti connessi alla durabilità e alla economia, rimangono di competenza del singolo Stato in cui le norme vengono recepite.

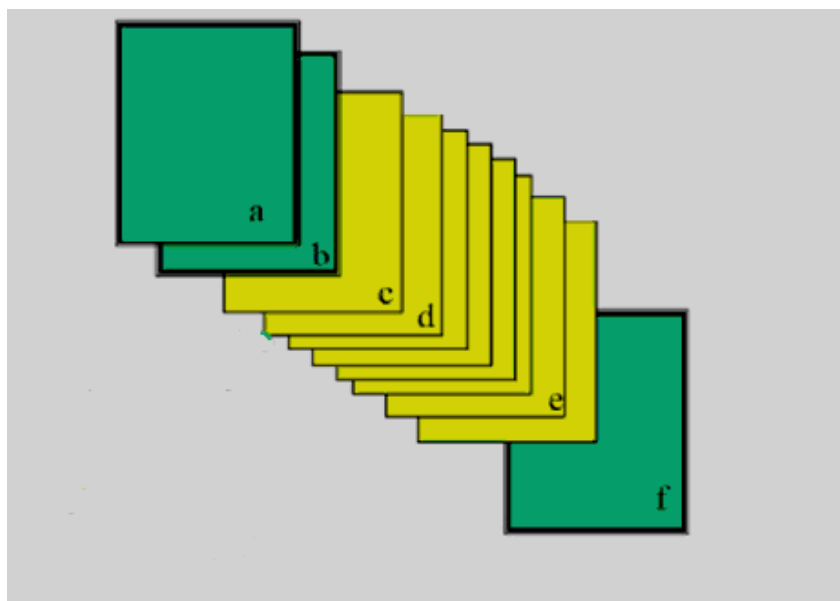
Gli Eurocodici riconoscono quindi la responsabilità delle autorità di regolamentazione in ciascuno Stato membro e salvaguardano il loro diritto a determinare i valori relativi ai livelli di sicurezza a livello nazionale.

In altri termini, ancorché gli eurocodici forniscano valori raccomandati dei parametri che riguardano i predetti livelli di sicurezza (parametri che si riferiscono a coefficienti, classi, simboli, metodi alternativi ecc), tali scelte vanno comunque adottate a livello nazionale e pertanto i cosiddetti "Parametri nazionali" potranno sostituire quelli proposti a livello europeo.

In definitiva la Norma Nazionale di recepimento della norma Europea sarà costituita dal testo dell'eurocodice preceduto dalle pagine riportanti il titolo e la premessa nazionali e seguito dalla cosiddetta Appendice Nazionale.

L'appendice nazionale potrà quindi contenere direttamente, o con riferimento a specifiche disposizioni, le informazioni sui parametri determinati a livello nazionale da utilizzare per la progettazione delle opere di ingegneria nel paese interessato.

La medesima appendice potrà inoltre contenere decisioni in merito all'applicazione degli allegati informativi e riferimenti alle informazioni complementari, tipiche del Paese membro, e non contraddittorie rispetto ai contenuti espressi nella norma europea.

Gli eurocodici dovranno essere recepiti dagli Stati membri come Norme tecniche nazionali le quali, quindi, comprenderanno l'intero testo dell'Eurocodice come pubblicato dal CEN (inclusi gli eventuali allegati) + un annesso o appendice nazionale

In definitiva gli eurocodici sono oggi una realtà, uno strumento di progettazione con il quale il mondo professionale si dovrà confrontare nell'immediato futuro, non solo ai fini della progettazione delle opere, ma anche ai fini della valutazione delle prestazioni dei prodotti, tenuto conto, come detto in precedenza, che le stesse possono essere richiamate all'interno delle relative specificazioni tecniche.

All'interno della serie degli eurocodici vi sono ovviamente tutte le parti che specificatamente riguardano la progettazione strutturale antincendio, oggi indicate nell'allegato C al nuovo decreto 16 febbraio 2007. Esse sono:

1) EN 1991-1-2 «Azioni sulle strutture – Parte 1-2: Azioni generali – Azioni sulle strutture esposte al fuoco»;

2) EN 1992-1-2 «Progettazione delle strutture di calcestruzzo – Parte 1-2: Regole generali – Progettazione strutturale contro l'incendio»;

3) EN 1993-1-2 «Progettazione delle strutture di acciaio – Parte 1-2: Regole generali-Progettazione strutturale contro l'incendio»;

4) EN 1994-1-2 «Progettazione delle strutture miste acciaio calcestruzzo – Parte 1-2: Regole generali – Progettazione strutturale contro l'incendio»;

5) EN 1995-1-2 «Progettazione delle strutture di legno – Parte 1-2: Regole generali- Progettazione strutturale contro l'incendio»;

6) EN 1996-1-2 «Progettazione delle strutture di muratura – Parte 1-2: Regole generali – Progettazione strutturale contro l'incendio»;

7) EN 1999-1-2 «Progettazione delle strutture di alluminio – Parte 1-2: Regole generali – Progettazione strutturale contro l'incendio».

Il loro effettivo utilizzo, o meglio, la loro obbligatoria applicazione sul nostro terrirtorio, è quindi rimandata al momento in cui saranno disponibili le predette appendici (NDPs) con le quali l'Italia, attraverso il Ministero delle Infrastrutture e dei Trasporti, specificherà i propri parametri.

Occorre comunque precisare a tal proposito, come si dirà nei successivi capitoli, che il decreto 16.02.2007, anche in attesa della pubblicazione delle appendici nazionali degli eurocodici e limitatamente alla verifica della resistenza al fuoco degli elementi costruttivi portanti, consente l'utilizzo di alcune di queste parti (eurocodici sopra indicati in 2), 3), 4) e 5)) facendo riferimento ai valori dei parametri suggeriti in sede europea e già presenti nelle norme stesse

Già da adesso comunque, si avverte che, pur non essendo agevole la loro lettura a causa di eccessivi rimandi ad altre parti alle quali risultano connessi, si tratta di strumenti di altissimo valore scientifico, che contengono una grande mole di informazioni scientifiche.

La Commissione Europea, assieme a tutti i Paesi della UE, ha recentemente fatto propria l'esigenza di implementare e sviluppare tali strumenti, soprattutto alla lue del fatto che la progettazione al fuoco delle costruzioni si trova tuttora in una fase di piena evoluzione tecnico-scientifica in Europa ("NEEDS TO ACHIEVE IMPROVED FIRE PROTECTION AS REGARDS THE IMPLEMENTATION AND DEVELOPMENT OF THE EN EUROCODES")

4 Principi di affidabilità strutturale

4.1 Gli stati limite nella progettazione strutturale

Per stato limite si intende la condizione in cui una struttura non soddisfa più un particolare requisito per il quale essa è stata progettata.

A titolo di esempio, si consideri una fune fissata all'estremità superiore e caricata da una massa *M* alla sua estremità inferiore, come rappresentato in Figura 4-1.

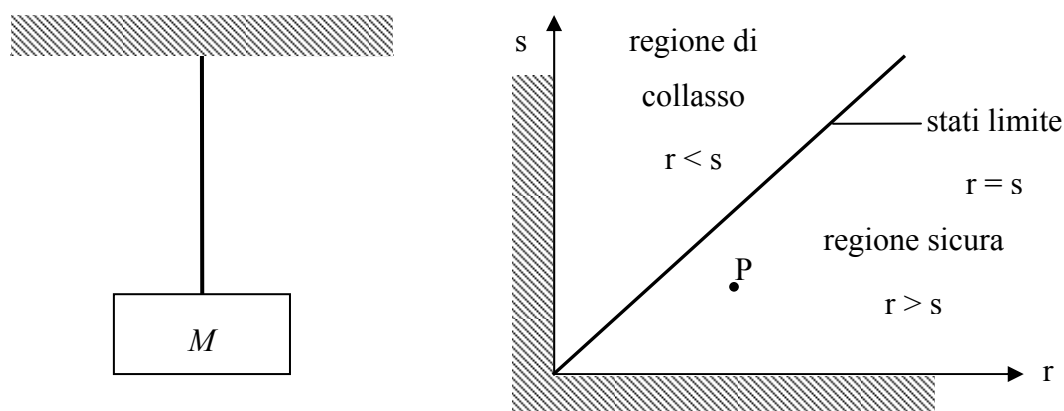



Figura 4-1: Semplice modello di analisi affidabilistica

Si indichino con *R* la resistenza a trazione della fune e con *S* il peso del carico *M* e si supponga che tali variabili siano libere, nel senso che esse possono essere scelte liberamente ed indipendentemente tra loro in un sottoinsieme di $\mathbb{R}^2$, in questo caso corrispondente con il primo quadrante. Per ciascuna coppia di valori, cui corrisponde il punto $P(r,s)$ è possibile determinare se il corrispondente sistema si trova nella regione di collasso in cui $r < s$, in quella sicura (come nell'esempio riportato in Figura 4-1) in cui $r < s$, oppure nello stato limite corrispondente alla condizione $r = s$.

In generale, ogni requisito relativo ad uno stato limite divide il dominio di definizione delle variabili coinvolte in due regioni, quella sicura all'interno della quale il requisito è soddisfatto, e quella di collasso, all'interno della quale esso non è soddisfatto. Il contorno della regione sicura, che coincide con quello della regione di collasso, viene indicato come stato limite e la sua equazione può essere fornita nella forma $g(x_1, x_2, ..., x_n) = 0$; tale funzione risulta definita per ogni possibile combinazione delle variabili del modello ed assume valori positivi all'interno della regione sicura e negativi all'interno di quella di collasso.

Il semplice esempio sopra descritto può essere rappresentato dalla funzione $g(r,s) = r - s$.

4.1.1 Il concetto di coefficiente di sicurezza e l'invarianza della formulazione

In molti casi, la sicurezza di una struttura, come ad. es. quella molto semplice discussa nel paragrafo precedente, viene valutata tramite il rapporto tra la resistenza e l'effetto del carico $n = r/s$, noto anche come coefficiente di sicurezza. Dal momento che $n > 1$ se e solo se $r > s$, la condizione $n > 1$ implica che la struttura si trova nella regione sicura mentre la condizione $n \leq 1$ che essa si trova nella regione di collasso. Ovviamente, una volta definite r ed s, un incremento di n corrisponde ad un incremento della sicurezza della struttura, ma non per questo si può affermare che n è una *misura* della sicurezza della struttura poiché esso dipende dal modo in cui r è stato definito. Tale concetto è chiarito dal seguente esempio.

Esempio

Sia r la resistenza a flessione di una trave in cemento armato soggetta ad uno sforzo normale N e ad un momento flettente s riferiti al centro geometrico della sezione trasversale (cfr. Figura 4-2). La scelta di riferire tali azioni al centro geometrico della sezione è arbitraria, infatti esse potrebbero essere riferite ad un qualsiasi asse avente distanza a da quello geometrico.

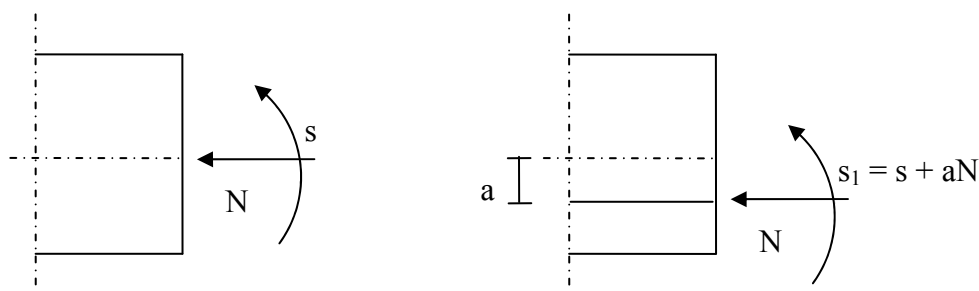



Figura 4-2: Due diverse rappresentazioni delle forze agenti in una trave di cemento armato

Nel secondo caso il coefficiente di sicurezza diviene $n = \frac{r_1}{s_1} = \frac{r + aN}{s + aN}$; tale espressione, al variare di a, può assumere tutti i valori compresi tra 1 (quando $a \to \pm\infty$) e ∞ (quando $a = s_1/n$). Solo il valore $n = 1$ è invariante rispetto ad a. Ciò corrisponde al fatto che lo stato

limite è fornito dall'equazione $g(r,s)=\frac{r}{s}-1=0$ la cui corrispondente superficie di collasso è indipendente da a.

Il fatto che il coefficiente di sicurezza assume valori arbitrari in dipendenza dalla particolare formulazione adottata ne rende particolarmente complessa e problematica l'applicazione nei codici di progettazione.

4.2 La formulazione affidabilistica lineare ai momenti secondi FOSM

L'affidabilità di un sistema ingegneristico può coinvolgere più variabili le quali a loro volta sono funzioni di altre variabili primarie. In tali casi, il problema elementare illustrato nel capitolo precedente deve essere generalizzato. Spesso questa generalizzazione è necessaria in campo ingegneristico, specialmente quando il problema deve essere formulato in termini delle variabili di progetto elementari.

In un senso più ampio l'affidabilità di un sistema ingegneristico può essere definita come la probabilità di condurre con successo la sua funzione o missione. Il livello di prestazione di un sistema dipenderà ovviamente dalle sue proprietà. In questo contesto e con lo scopo di elaborare una formulazione generalizzata, viene definita una funzione di prestazione o funzione di stato come,

$$g(X)=g(X_1,X_2,...,X_n)$$

Ove $X=(X_1,X_2,...,X_n)$ è un vettore di variabili di stato (o di progetto) base del sistema, e la funzione g(**X**) determina la prestazione dello stato o del sistema. Pertanto, il requisito di prestazione limite può essere definito come g(**X**) = 0, che è lo "stato limite" del sistema.

Ne segue pertanto che:

$[g(X)>0]$ = stato "sicuro"

$[g(X)<0]$ = stato "di collasso"

Geometricamente, l'equazione dello stato limite è una superficie n-dimensionale che può essere chiamata superficie di collasso. Un lato della superficie di collasso è quello sicuro mentre l'altro quello di collasso.

Pertanto se la funzione densità di probabilità congiunta delle variabili di progetto viene indicata come $f_{X_1,...,X_n}(x_1,...,x_n)$, la probabilità dello stato sicuro è:

$p_s=\int_{(g(x)>0)}...\int f_{X_1,...,X_n}(x_1,...,x_n)dx_1...dx_n$, che per brevità può essere riscritta come:

$$p_s = \int_{(g(x)>0)} f_X(X)dX ,$$

che è semplicemente l'integrale di volume della funzione di prestazione nella parte "sicura" della regione. Tuttavia, la risoluzione esatta di questa equazione è ottenibile soltanto per alcuni semplici casi particolari. Per questo motivo in questo capitolo viene illustrato un metodo per la risouzione appossimata di questa equazione nel caso di variabili non correlate.

Si introduca un insieme di variabili ridotte:

$$X_i^{'} = \frac{X_i - \mu_{X_i}}{\sigma_{X_i}}; \qquad i = 1, \ldots, n$$

e si consideri l'equazione dello stato limite nello spazio delle variabili aleatorie ridotte

$$g\left(\sigma_{X_1} X_1^{'} + \mu_{X_1}, \ldots, \sigma_{X_n} X_n^{'} + \mu_{X_n}\right) = 0 .$$

Si osservi a questo punto come si possa prendere la distanza della superficie limite dall'origine degli assi delle variabili ridote come indice approssimativo della sicurezza corrispondente. È stato infatti dimostrato come il punto di *failure* più probabile sia quello di minima distanza.

Come riportato nel testo di Ang e Tang, si dimostra che la minima distanza può essere espressa come:

$$\beta = \frac{-\sum_i x_i^{'*} \left(\frac{\partial g}{\partial X_i^{'}}\right)_*}{\sqrt{\sum_i \left(\frac{\partial g}{\partial X_i^{'}}\right)_*^2}} ,$$

mentre il punto di collasso più probabile diviene

$$X^{'*} = \frac{-G^* \beta}{\left(G^{*t} G^*\right)^{1/2}}$$

ove con G si è indicato l'operatore gradiente definito come:

$$G = \left(\frac{\partial g}{\partial X_1^{'}}, \frac{\partial g}{\partial X_2^{'}}, \ldots, \frac{\partial g}{\partial X_n^{'}}\right).$$

In forma scalare, i component di $\mathbf{X}^{'*}$ sono:

$x_i^{'*} = -\alpha_i^* \beta$ in cui

$$\alpha_i^* = \frac{\left(\frac{\partial g}{\partial X_i^{'}}\right)_*}{\sqrt{\sum_i \left(\frac{\partial g}{\partial X_i^{'}}\right)_*^2}}$$ sono i coseni direttori lungo gli assi $x_i^{'}$.

La corrispondente probabilità di collasso (nel caso di sistemi strutturali) si può ottenere tramite la formula:

$p_s = 1 - \Phi(\beta)$ in cui Φ è la funzione normale standard cumulata.

Si può dare a quanto esposto sinora un'interpretazione al primo ordine svolgendo lo sviluppo in serie di Taylor della funzione di prestazione intorno al punto di progetto:

$$g(X_1,...,X_n) = \sum_{i=1}^{n}(X_i - x_i^*)\left(\frac{\partial g}{\partial X_i}\right)_* + \sum_{i=1}^{n}\sum_{j=1}^{n}(X_i - x_i^*)(X_j - x_j^*) \Big/ \left(\frac{\partial^2 g}{\partial X_i \partial X_j}\right)_* + ...$$

Trascurando per l'appunto i termini del secondo ordine si ha:

$$\mu_g \cong -\sum_{i=1}^{n} x_i^{'*}\left(\frac{\partial g}{\partial X_i^{'}}\right)_*$$ e

$$\sigma_g^2 \cong \sum_{i=1}^{n}\left(\frac{\partial g}{\partial X_i^{'}}\right)_*^2$$, per cui risulta

$$\beta = \frac{\mu_g}{\sigma_g} = \frac{-\sum_{i=1}^{n} x_i^{'*}\left(\frac{\partial g}{\partial X_i^{'}}\right)}{\sum_{i=1}^{n}\left(\frac{\partial g}{\partial X_i^{'}}\right)_*^2}$$

Se le distribuzioni di probabilità delle variabili aleatorie X_i non sono normali, la probabilità di *failure* può essere calcolata sempre tramite integrazione (di tipo numerico) sul corrispondente volume nello spazio delle variabili aleatorie. In alternativa, è possibile valutare tale probabilità ricorrendo all'ausilio di distribuzioni normali equivalenti che in base alla teoria si possono ottenere tramite trasformazioni di Rosenblatt. In questo caso si può continuare a valutare la probabilità di *failure* tramite le formule sopra riportate.

Per ciascuna variabile, la distribuzione normale equivalente ad una variabile non normale si può ottenere in modo che la probabilità cumulata così come l'ordinata della funzione densità di probabilità coincidano in un punto a scelta x_i^* appartenente alla superficie limite.

Eguagliando le probabilità cumulate nel punto di *failure* si ha:

$$\Phi\left(\frac{x_i^* - \mu_{X_i}^N}{\sigma_{X_i}^N}\right) = F_{X_i}\left(x_i^*\right)$$

dove

$\mu_{X_i}^N, \sigma_{X_i}^N$ sono rispettivamente il valore medio e la deviazione standard della distribuzione normale equivalente per X_i;

$F_{X_i}\left(x_i^*\right)$ è la funzione cumulata di X_i valutata in x_i^*.

$\Phi(-)$ è la funzione cumulata della distribuzione normale standard.

L'uguaglianza di cui sopra comporta che:

$$\mu_{X_i}^N = x_i^* - \sigma_{X_i}^N \Phi^{-1}\left[F_{X_i}\left(x_i^*\right)\right]$$

Mentre uguagliare le ordinate delle due distribuzioni nel punto di progetto comporta che

$$\frac{1}{\sigma_{X_i}^N}\phi\left(\frac{x_i^* - \mu_{X_i}^N}{\sigma_{X_i}^N}\right) = f_{X_i}\left(x_i^*\right)$$

dove $\phi(-)$ è la funzione densità di probabilità della distribuzione normale; da questa si ottiene:

$$\sigma_{X_i}^N = \frac{\phi\left\{\Phi^{-1}\left[F_{X_i}\left(x_i^*\right)\right]\right\}}{f_{X_i}\left(x_i^*\right)}.$$

Nel caso in cui la funzione di prestazione non è lineare, il punto di progetto sulla superficie limite non è noto *a priori*, è necessario pertanto utilizzare il seguente algoritmo:

1. Assumere dei valori iniziali per x_i^* ed ottenere

   $$x_i^{'*} = \frac{x_i^* - \mu_{x_i}}{\sigma_{x_i}};$$

2. Valutare $\left(\partial g / \partial X_i^{'}\right)_*$ e α_i^* in x_i^*;
3. Formare $x_i^* = \mu_{X_i} - \alpha_i^* \sigma_{X_i} \beta$;
4. Sostituire l'espressione sopra riportata in $g\left(x_1^*,...,x_n^*\right) = 0$ e risolvere rispetto a β;
5. Utilizzando il valore di β trovato al punto 4, ricalcolare $x_i^{'*} = -\alpha_i^* \beta$;
6. Ripetere i passi da 2 a 5 fino a convergenza.

4.3 L'approccio tempo-invariante

Spesso è necessario risalire alla distribuzione di probabilità dei massimi valori assunti da un carico relativa ad un periodo di tempo prefissato a partire da quella relativa alla vita utile della struttura (ad. Esempio 50 anni).

Supponendo di descrivere la distribuzione dei massimi con una funzione tipo Gumbel, si ha: $F_Q(q) = \exp\left(-\exp\left(-\alpha_Q\left(q-u_Q\right)\right)\right)$.

Imponendo un valore per il valore caratteristico, ad esempio pari a 0.95, la precedente espressione si può esplicitare come:

$Q_k = u_Q - \dfrac{\ln(-\ln 0.95)}{\alpha_Q}$, che tenendo conto della definizione di u_Q e α_Q e del fatto che σ_Q = V μ_Q si semplifica in:

$Q_k = \mu_Q\left(1-0.45V-0.78V\ln\left(-\ln\left(0.95\right)\right)\right)$, per cui ipotizzando un valore per V pari a 0.35 ed esplicitando rispetto a μ_Q si ha:

μ_Q = 0.606 * Q_k, valore confermato da quanto riportato nella tabella dell'articolo "Eurocodes: using reliability to combine action effects", Gulvanessian e Holicky.

Al fine della determinazione della combinazione di più carichi variabili da applicare nella verifica affidabilsitica di una struttura, può essere utile determinare le precedenti relazioni per un periodo di riferimento differente da 50 anni.

Si voglia ad esempio determinare, con riferimento alla distribuzione dei massimi relativa ad un periodo T, ad esempio di 5 anni, quale debba essere il valore caratteristico da utilizzare invece di quello al 95 percentile (selezionato con riferimento alla distribuzione relativa alla vita utile della struttura).

Tale probabilità, indicata con $F_{Q,nT}(q)$ può essere determinata utilizzando la formula:

$F_{Q,nT}(q) = \left[F_{Q,T}(q)\right]^n$, ove n è il rapporto tra il periodo in riferimento al quale si intende calcolare la probabilità e quello T per cui sia già noto tale valore.

In particolare, assumendo la distribuzione nota per un periodo di 50 anni ed un valore caratteristico al 95 percentile si ha:

$F_{Q,L}(0.95) = 0.95^{\frac{1}{10}}$=0.994884.

La corrispondente funzione densità di probabilità può essere determinata differenziando l'equazione precedente:

$$f_{Q,nT}(q) = nF_{Q,T}(q)^{n-1} f_{Q,T}(q).$$

Nel caso della distribuzione tipo Gumbel, si può dimostrare (Cfr. "Risk and Safety in Engineering", Lecture notes Prof. Dr. M. H. Faber, ETH, Zurich) che si ha:

$\sigma_{Q,nT} = \sigma_{Q,T}$ e

$$\mu_{Q,nT} = \mu_{Q,T} + \frac{\sqrt{6}}{\pi}\sigma_{Q,T}\ln(n).$$

Pertanto, assumendo ad esempio, come nel citato articolo di Gulvanessian, per il carico imposto Q a 5 anni $\mu_Q = 0.2Q_k$ e $\sigma_Q = 1.1\mu_Q = 0.22Q_k$, si otterrà, per un periodo pari a 50 anni $\mu_{Q,50} = \mu_Q + \frac{\sqrt{6}}{\pi}\sigma_Q \ln(10) = 0.2Q_k + 0.395Q_k = 0.6Q_k$ con $\frac{\mu_{Q,50}}{\mu_Q} = 3$

$\sigma_{Q,50} = 1.1\mu_Q \frac{\mu_{Q,50}}{\mu_{Q,50}} = 1.1\frac{\mu_Q}{\mu_{Q,50}}\mu_{Q,50} = \frac{1.1}{3}\mu_{Q,50} = 0.37\mu_{Q,50}$, valore molto prossimo a quello indicato nella tabella 4 dell'articolo in questione.

Si può inoltre dimostrare, sviluppando in serie di Taylor la funzione cumulata tipo Gumbel, in particolare di ln(p) attorno al punto $p = 1$, che il valore caratteristico Q_k, corrispondente ad una probabilità di superamento annua pari a p ed un corrispondente tempo di ritorno pari a $T_R = 1/p$ può essere espresso per grandi tempi di ritorno come:

$Q_k \approx u + \frac{1}{\alpha}\ln(T_R)$, che mostra come il valore caratteristico, tipico valore utilizzato nelle decisioni ingegneristiche, aumenta con il logaritmo del tempo di ritorno.

È chiaro che se invece di seguire un approccio tempo-variante, in cui la dipendenza dal tempo dei carichi agenti sul sistema viene considerata esplicitamente, si segue un approccio tempo-invariante, occorre effettuare delle semplificazioni.

Nei codici sulle costruzioni questa scelta risulta praticamente obbligata data la notevole complessità concettuale ed applicativa legata all'utilizzo dell'approccio tempo-variante (si veda ad esempio il capitolo 6 del libro di Melchers); inoltre, le regole di combinazione dei carichi dei codici di progettazione, ivi inclusi gli Eurocodici, prevedono l'utilizzo di formule in cui i valori caratteristici dei carichi vengono *sommati*, ed eventualmente moltiplicati per appositi coefficienti di combinazione.

Alcuni autori hanno dimostrato come si possa determinare una regola deterministica per la combinazione dei carichi nel caso di processi alla Borges oppure tramite la formula di attraversamento puntuale (si veda ad esempio quanto scritto in merito da Melchers).

Tale formula è sotto riportata:

$$\nu_X^+(a) \leq \int_{u=-\infty}^{\infty} \nu_1(u) f_{X_2}(a-u)du + \int_{u=-\infty}^{\infty} \nu_2(u) f_{X_1}(a-u)du;$$

se si considera che

$G_{\max X}(a) = 1 - F_{\max}(a) \approx \nu_X^+(a)t$ si ottiene

$$G_{\max X}(a) \approx \int_{-\infty}^{\infty} G_{\max X_1}(x) f_2(a-x)dx + \int_{-\infty}^{\infty} G_{\max X_2}(x) f_1(a-x)dx$$

dove, come prima, i valori massimi sono assunti sull'intervallo temporale di interesse, solitamente la vita utile della struttura [0, t_L].

Notando che, se $Z = W + V$, con W, V indipendenti, la funzione di distribuzione cumulata complementare $G_Z(\ )$ è fornita dall'integrale di convoluzione

$G_Z(z) = \int_{-\infty}^{\infty} G_W(z-v) f_V(v)dv = \int_{-\infty}^{\infty} G_W(w) f_V(z-w)dw$ in modo che gli integrali della formula precedente rappresentano rispettivamente $\max X_1 + \widetilde{X}_2$ e $\widetilde{X}_1 + \max X_2$, dove $\widetilde{X}_i$ rappresenta un arbitrario valore puntuale nel tempo di X_i. In modo simile, se $Z = \max(W, V)$, si può mostrare che:

$G_z(a) = G_w(a) + G_v(a) - G_w(a)G_v(a)$ dove l'ultimo termine si può trascurare se il livello di barriera a è sufficientemente alto. Ne consegue pertanto che, in via approssimativa,

$\max X \approx \max[(\max X_1 + \widetilde{X}_2); (\widetilde{X}_1 + \max X_2)]$.

Questo risultato è noto come Regola di Turkstra che si può illustrare come: "la progettazione deve essere effettuata considerando il carico maggiore tra il massimo nella vita utile del carico 1 ed il corrispondente valore del carico 2 e il massimo nella vita utile del carico 2 ed il corrispondente valore del carico 1".

La regola viene poi estesa a più di due carichi e resta valida anche considerando gli effetti dei carichi: in particolare si ha

$$\max X \approx \max\left(\max X_i + \sum_{j=1}^{n} \widetilde{X}_j\right), \quad j \neq i;\ i = 1, \ldots, n;$$

In questa forma la regole è simile a quelle esistenti in molti codici delle costruzioni ed in particolar modo a quella degli Eurocodici. Tuttavia, la regola di Turkstra non fissa il livello di carico da utilizzare per la regola che deve essere selezionato separatamente.

La selezione del livello di carico viene effettuata nel procedimento chiamato calibrazione del codice di progettazione. Solitamente il valore max X_i è scelto come il valore al 95° percentile mentre per il punto arbitrario si può assumere il valore medio.

Nel capitolo 9 del Melchers sono forniti numerosi dettagli in merito alla calibrazione dei codici di costruzione.

Un altro importante riferimento per quanto riguarda la calibrazione dei coefficienti di combinazione dei carichi è sicuramente il programma CodeCal, liberamente scaricabile dal sito del Joint Committee on Structural Safety (http://www.jcss.byg.dtu.dk/Codecal.aspx).

È presente inoltre della documentazione di supporto che illustra le funzionalità del codice.

4.4 Affidabilità di sistemi strutturali

Nel caso in cui l'oggetto dello studio sia una struttura più complessa di un singolo elemento strutturale, è necessario considerare più di una superficie limite in quanto l'affidabilità di un sistema strutturale è una funzione dell'affidabilità di ciascuno di essi.

Al fine di studiare il problema appena menzionato è necessario introdurre dei modelli per il comportamento degli elementi strutturali o dei materiali di cui essi sono costituiti. Le figure seguenti mostrano alcune relazioni ideali tensione-deformazione.

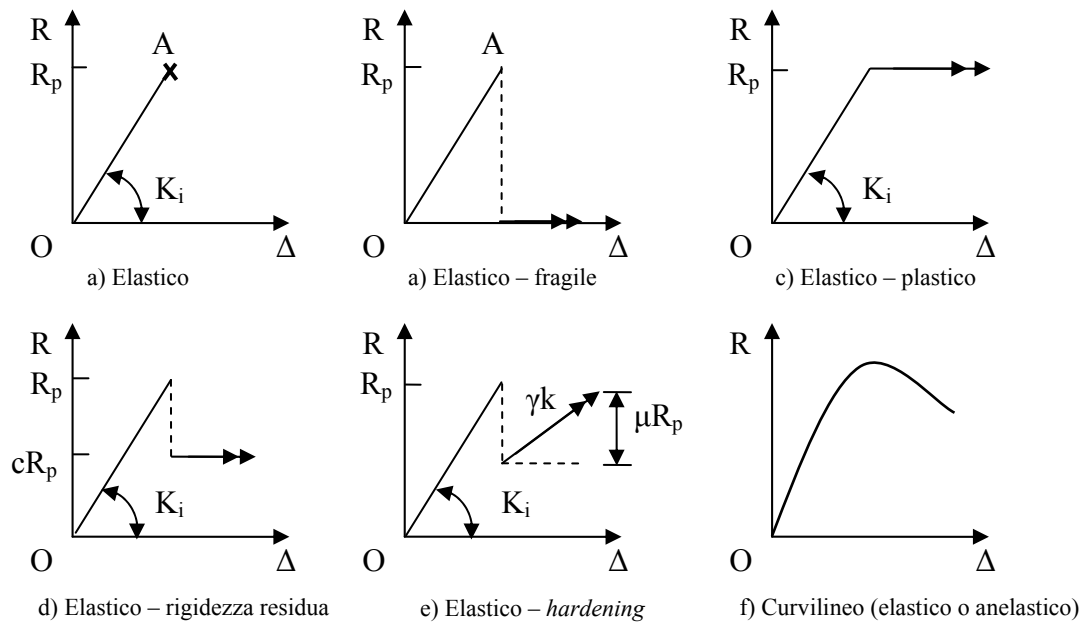



Figura 4-3: Alcune relazioni tensione – deformazione (*R* – Δ)

In caso di comportamento elastico, il collasso in un punto qualsiasi della struttura o di uno qualsiasi dei suoi elementi è considerata una condizione identica al collasso strutturale. Nonostante tale assunzione sia piuttosto irrealistica per la maggior parte delle strutture, essa può costituire un'approssimazione conveniente. Quando un insieme di carichi è applicato ad una struttura, è possibile identificare la massima tensione o il massimo valore di una data caratteristica della sollecitazione tramite un'analisi lineare. Per questo tipo di analisi, spesso è sufficiente considerare proprietà elastiche e dimensioni come parametri deterministici a causa del bassissimo coefficiente di variazione associato a tali variabili. Quando invece viene applicato più di un sistema di carichi, la posizione della massima tensione o caratteristica della sollecitazione dipende dal rapporto delle intensità dei sistemi di carichi, pertanto devono essere presi in considerazione diversi punti della struttura ove potenzialmente si possono raggiungere i massimi valori. Tale operazione, specialmente per strutture complesse può non essere facile.

Il comportamento fragile di un elemento non implica sempre il collasso strutturale a causa della ridondanza della struttura. L'effettivo comportamento di un elemento può quindi essere idealizzato in modo più utile rispetto al caso di comportamento elastico secondo il modello elastico – fragile in cui si ammette la possibilità di deformazione di un elemento anche quando la sua capacità portante sia ridotta a zero.

Il comportamento elastico-plastico consente ai singoli elementi o a porzioni della struttura di sopportare la tensione massima all'aumentare della deformazione.

Una generalizzazione di entrambi i comportamenti elastico-fragile e elastico-plastico è il comportamento elastico-rigidezza residua ed un'ulteriore generalizzazione è costituita dal comportamento elastico-*hardening* (o *softening*).

La definizione di collasso strutturale (a differenza di quella relativa ad un singolo elemento) può essere formulata in diversi modi, ad esempio:

1. massima tensione ammissibile raggiunta in ogni punto della struttura;
2. formazione di un meccanismo (plastico) di collasso (cioè raggiungimento di rigidezza strutturale pari a 0: $|K| = 0$);
3. raggiungimento di una rigidezza strutturale limite ($|K| = K_{\text{limit}}$);
4. raggiungimento di una deformazione limite ($\Delta = \Delta_{\text{limite}}$);
5. il danno totale accumulato raggiunge un valore limite (come ad esempio nella fatica).

Le modalità di collasso strutturale che consistono nell'effetto combinato del collasso di due o più elementi, come per le strutture iperstatiche sono di particolare interesse nella determinazione dell'affidabilità dei sistemi strutturali. Una volta identificate tutte le modalità di collasso di un sistema strutturale è possibile elencare sistematicamente tutti i diversi eventi che costituiscono le modalità di collasso utilizzando lo strumento dell'albero dei guasti.

Si consideri la struttura elementare riportata nella figura seguente. Le modalità di collasso di questa semplice struttura possono essere studiate tramite l'albero dei guasti a lato riportato.

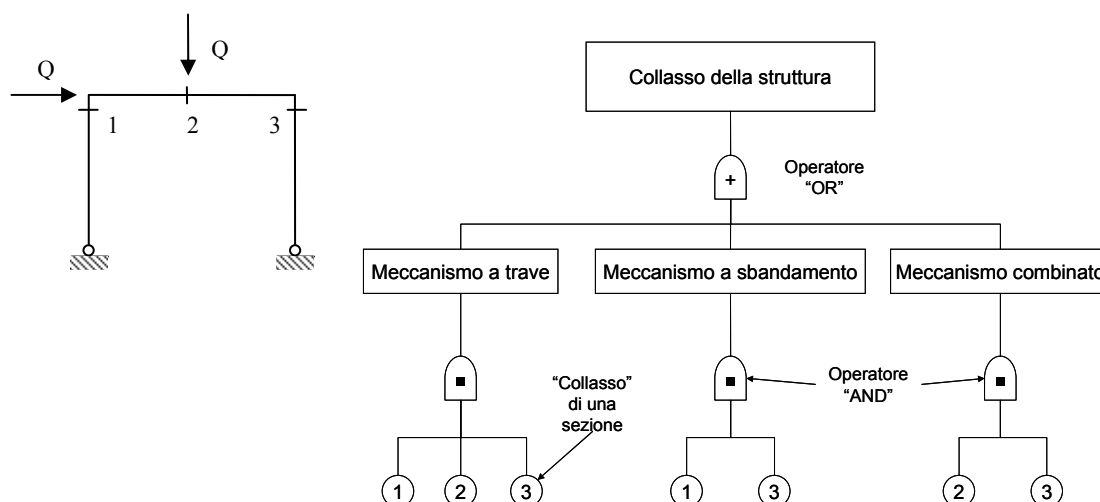



Figura 4-4: Rappresentazione delle modalità di collasso tramite albero dei guasti

La procedura consiste nel considerare ciascuna modalità di collasso dell'intera struttura e decomporla nei sotto-eventi di cui essa è conseguenza, i quali a loro volta sono decomposti in altri sotto-eventi e così via fino a giungere ad eventi elementari (Cfr. ad esempio il contributo di Holicky all'Handbook 2 – implementation of Eurocodes, il testo di Melchers ed il capitolo 2.3.2 della presente tesi). Tali eventi corrispondono al collasso di singoli elementi strutturali.

4.4.1 Approcco risolutivo dei modi di collasso

Per studiare l'affidabilità di strutture composte da più elementi si può utilizzare il cosiddetto approccio dei modi di collasso. Esso consiste sull'identificazione di tutti i possibili modi di collasso possibili per una data struttura, ognuno dei quali consiste solitamente in una sequenza di collassi di singoli elementi strutturali sufficiente a causare la perdita della capacità portante dell'intera struttura, così come definita nel capitolo precedente. I modi possibili in cui ciò può avvenire possono essere rappresentati tramite un albero degli eventi o come un grafo di collasso.

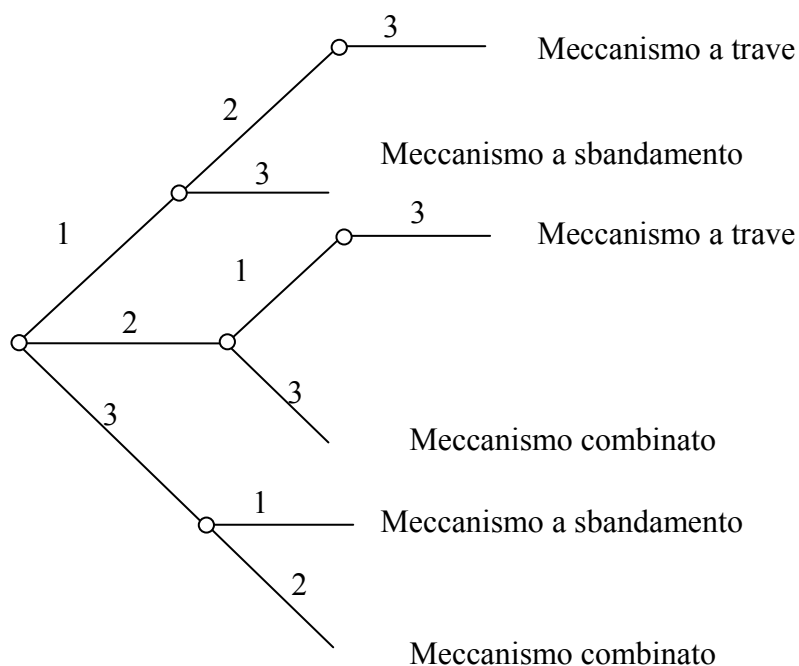



Figura 4-5: Albero degli eventi riferito alla struttura della figura precedente

Ogni ramo di un grafo di collasso rappresenta la perdita della capacità portante di un elemento strutturale ed ogni cammino completo attraverso il grafo avente inizio dal nodo "struttura intatta" e termine nel nodo "collasso" rappresenta una possibile sequenza di collasso.

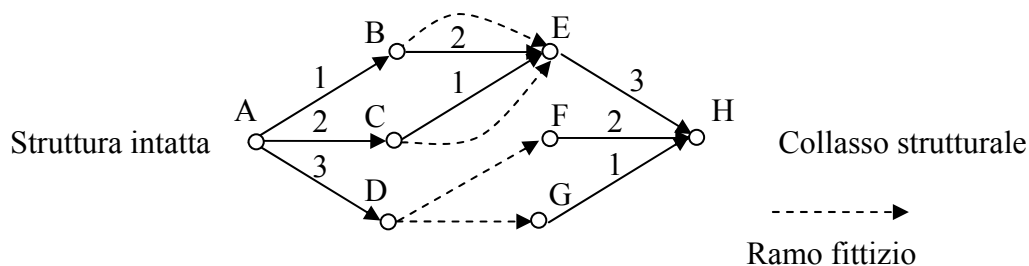



Figura 4-6: Rappresentazione tramite grafo di collasso della struttura esempio

L'evento "Collasso strutturale" F_s risulta pertanto l'unione di tutti gli *m* modi di collasso possibili:

$$p_f = P(F_s) = P(F_1 \cup F_2 \cup ... \cup F_m)$$

ove F_i è l'evento "collasso nella modalità *i*-esima". Per ciascuna di questa modalità di collasso, è necessario che un numero sufficiente di elementi o "nodi" strutturali collassi; pertanto:

$$P(F_i) = P(F_{1i} \cap F_{2i} \cap ... \cap F_{ni}),$$

ove F_{ij} è l'evento "collasso del *j*-esimo elemento nell'*i*-esimo modo di collasso" e n_i rappresenta il numero degli elementi richiesto per formare l'*i*-esimo modo di collasso. Per la semplice struttura dell'esempio precedentemente illustrato, ci sono $m = 3$ modalità di collasso e $n_1 = 3$, $n_2 = n_3 = 2$.

È importante notare come tale approccio non sia conservativo relativamente al collasso del singolo elemento. Infatti, se la probabilità di collasso di un elemento viene ignorata, la probabilità di collasso dell'intera struttura viene sottostimata.

4.4.2 Idealizzazione dei sistemi strutturali

4.4.2.1 Sistemi in serie

In un sistema in serie, il raggiungimento dello stato limite di uno qualsiasi dei suoi elementi costituisce il collasso per l'intera struttura. Ai fini di questa idealizzazione, il comportamento meccanico del singolo elemento (elastico, fragile, ecc.) non riveste grande importanza; infatti, se gli elementi sono fragili, il collasso della struttura viene raggiunto acausa dellarottura di un singolo elemento; se viceversa gli elementi hanno capacità di deformazione plastica, il collasso è dovuta all'eccessiva deformazione. È evidente che una struttura staticamente determinata costituisce un sistema in serie dal momento che il collasso di uno qualsiasi dei suoi elementi comporta il collasso dell'intera struttura. Ogni elemento, per questa tipologia strutturale, corrisponde quindi ad una specifica modalità di collasso. Ne consegue che la probabilità di collasso di una struttura di questo tipo, composta da *m* elementi è:

$$p_f = P(F_1 \cup F_2 \cup F_3 \cup ... \cup F_m)$$

Se ciascuna modalità di collasso F_i ($i = 1,\ldots,m$) è rappresentato da un'equazione dello stato limite $G_i(\underline{x}) = 0$ nello spazio delle variabili base, l'estensione diretta del problema generale dell'affidabilità è:

$$p_f = \int_{D \in x} \cdots \int f_X(x) dx$$

ove **X** rappresenta il vettore di tutte le variabili aleatorie di base (carichi, resistenza degli elementi, proprietà, dimensioni, ecc.) e *D* è il dominio nello spazio **X** che definisce il collasso del sistema. Tale evento è definito in termini dei diversi modi di collasso come $G_i(\underline{x}) \leq 0$. Nello spazio **x** bidimensionale, l'espressione precedente è rappresentata nella figura seguente.

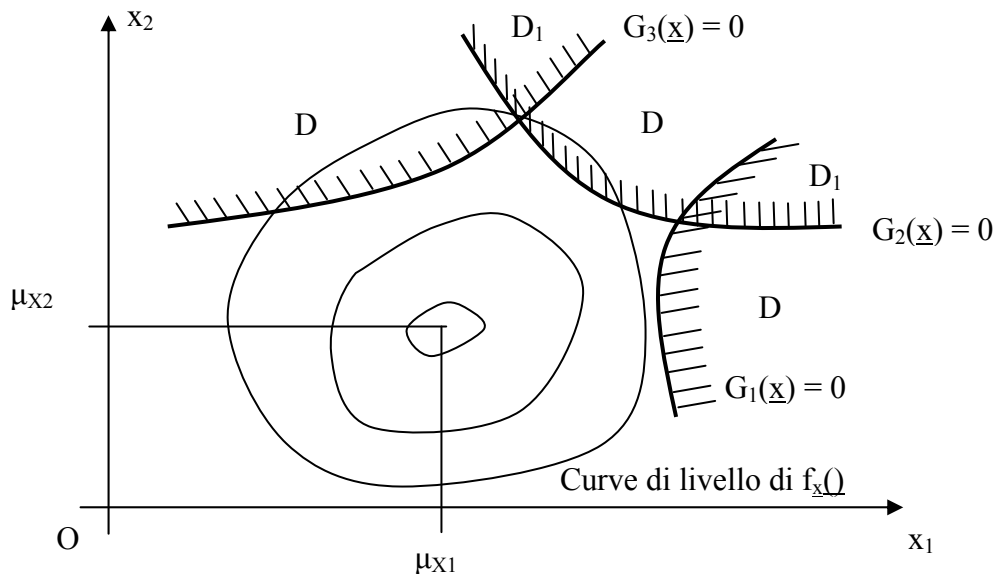



Figura 4-7: problema base dell'affidaibilità strutturale in due dimensioni

Un risultato particolarmente semplice può essere ottenuto immediatamente senza fare ricorso agli integrali sopra riportati. Si consideri il semplice sistema strutturale costituito da una catena. L'effetto del carico *S* in ciascuno dei suoi anelli è identico al carico *Q*. Se $F_{Ri}(r)$ è la funzione di distribuzione cumulata della resistenza dell'*i*-esimo anello, allora la funzione di distribuzione cumulata $F_R(\ )$ per l'intera catena è fornita da:

$$
\begin{aligned}
F_r(r) &= P(R \le r) = 1 - P(R > r) = \\
&= 1 - P(R_1 > r_1 \cap R_2 > r_2 \cap \ldots \cap R_m > r_m)
\end{aligned}
$$

che, se le caratteristiche di resistenza sono indipendenti, diviene

$$
\begin{aligned}
F_r(r) &= P(R \le r) = 1 - [1 - F_{R1}(r_1)][1 - F_{R2}(r_2)]\ldots \\
&= 1 - \prod_{i=1}^{m} [1 - F_{Ri}(r_i)]
\end{aligned}
.
$$

Questa espressione costituisce la base per la distribuzione di probabilità della resistenza meccanica di materiali fragili. Quando ciascun R_i è identico e segue la distribuzione normale, la distribuzione di *R*, quando *m* tende ad infinito è fornita dalla distribuzione dei valori estremi di tipo III per il valore minore.

4.4.2.2 Sistemi in parallelo

Quando gli elementi di un sistema strutturale (o di un sottosistema) si comportano in modo tale o sono interconnessi in modo che il raggiungimento di uno stato limite in uno o più di

essi non comporta necessariamente il collasso dell'intero sistema, il problema affidabilistico diviene di tipo "parallelo". I sistemi in parallelo possono essere modellati come mostrato nella figura seguente.

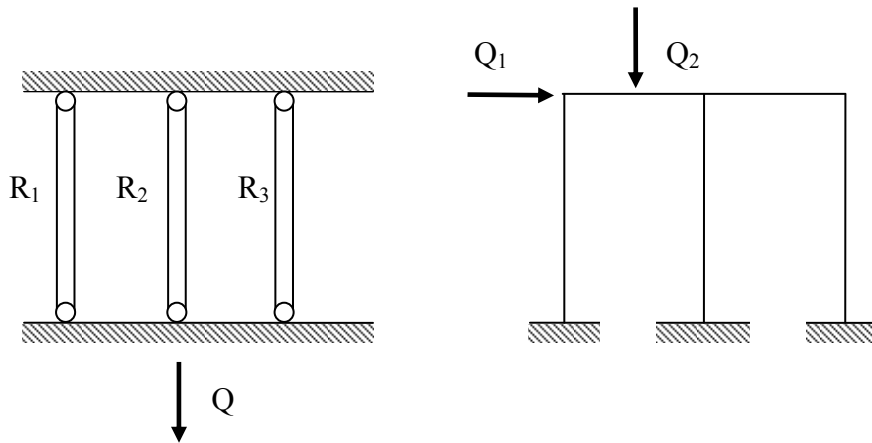



Figura 4-8: Esempi di sistemi in parallelo

La ridondanza nei sistemi strutturali può essere di due tipi: si parla di "ridondanza attiva" quando lo/gli elemento/i partecipano attivamente al comportamento strutturale anche per bassi livelli di carico mentre di "ridondanza passiva" (o stand-by) quando gli elementi ridondanti entrano in gioco solo quando la struttura ha raggiunto un certo livello di danneggiamento o collasso degli elementi di cui è costituita. La ridondanza passiva, o progettazione "fail-safe", implica la disponibilità di una riserva di capacità portante.

Nel caso di ridondanza attiva, la probabilità di collasso di una struttura composta da *n* elementi il parallelo è:

$$p_f = P(F_s) = P(F_1 \cap F_2 \cap ... \cap F_n)$$

dove F_i è l'evento "collasso dell'*i*-esimo componente". Tale espressione può essere rappresentata nello spazio delle variabili aleatorie base come:

$$p_f = \int_{D_1 \in X} \cdots \int f_x(x) dx .$$

Dal momento che un sistema in parallelo può perdere la capacità portante solo quando tutti i suoi componenti raggiungono il proprio stato limite, ne consegue che, a differenza di quanto avviene per i sistemi in serie, le caratteristiche del comportamento degli elementi giochino un ruolo considerevole nella definizione del collasso del sistema. In caso di elementi fragili infatti, è molto probabile che, a causa della ridistribuzione degli sforzi sopportati dall'elemento in questione prima di collassare, prograssivamente la perdita di capacità portante si estenda all'intera struttura. Nel caso invece di elementi con

comportamento plastico la situazione è completamente differente ed ogni modalità di collasso può essere rappresentata tramite equazioni del tipo:

$$\sum_i Q_i \Delta_i - \sum_j M_j \theta_j = 0$$

Dove Q_i è l'i-esimo carico esterno, Δ_i è lo spostamento corrispondente a Q_i (funzione di θ_j e delle dimensioni geometriche della struttura), M_j è il momento plastico resistente nella j-esima sezione e θ_j è la rotazione plastica nella j-esima sezione.

L'insieme delle equazioni precedenti costituisce un sistema in serie dal momento che la struttura collasserà quando uno qualsiasi dei suoi meccanismi di collassi si sarà verificato. Ne consegue che un momento plastico resistente M_j può figurare in più di un'espressione della modalità di collasso. Ciò comporta che le capacità portanti ottenute tramite i diversi meccanismi di collasso possono essere correlate).

4.4.3 Limiti di affidabilità dei sistemi

Piuttosto che procedere con l'integrazione numerica dell'integrale che definisce la probabilità di collasso, è possibile seguire un approccio alternativo che consiste nel determinare un limite superiore ed uno inferiore per la probabilità di collasso del sistema strutturale. Si consideri un sistema strutturale soggetto ad una sequenza di carichi e che può perdere la capacità portante secondo uno (o più) dei possibili meccanismi di collasso sotto l'azione di un qualsiasi carico della sequenza. La probabilità totale del collasso strutturale può quindi essere espressa in termini di probabilità del modo di collasso come:

$$P(F) = P(F_1) + P(F_2 \cap S_1) + P(F_3 \cap S_2 \cap S_1) + P(F_4 \cap S_3 \cap S_2 \cap S_1) + \ldots$$

ove F_i denota l'evento "collasso della struttura dovuto al collasso secondo l'i-esimo meccanismo, per tutti i carichi" e S_i denota l'evento complementare "sopravvivenza dell'i-esimo modo di collasso sotto l'azione di tutti i carichi" (e pertanto sopravvivenza dell'intera struttura". Poiché si può scrivere:

$P(F_2 \cap S_1) = P(F_2) - P(F_2 \cap F_1)$, …, l'espressione precedente può essere riscritta come:

$$P(F) = P(F_1) + P(F_2) - P(F_1 \cap F_2) + P(F_3) - P(F_1 \cap F_3) - P(F_2 \cap F_3) + P(F_1 \cap F_2 \cap F_3) \ldots$$

ove $(F_1 \cap F_2)$ è l'evento in cui il collasso si verifica in entrambe le modalità 1 e 2.

4.4.3.1 Limiti del primo ordine

La probabilità di collasso della struttura può essere espressa come $P(F) = 1 - P(S)$, dove $P(S)$ è la probabilità di sopravvivenza. Per modalità di collasso indipendenti, $P(S)$ può

essere rappresentato tramite il prodotto delle probabilità di sopravvivenza, oppure, notando che $P(S_i) = 1 - P(F_i)$, tramite la formula:

$$P(F) = 1 - \prod_{i=1}^{m} [1 - P(F_i)],$$

ove, come prima F_i denota l'evento "collasso della struttura dovuto al collasso secondo l'*i*-esimo meccanismo. Si può dimostrare che tale formula è equivalente a quella riportata alla fine del paragrafo precedente e che, se $P(F_i) << 1$, essa può essere approssimata come:

$$P(F) \approx \sum_{i=1}^{m} P(F_i)$$

Nel caso in cui le modalità di collasso siano completamente indipendenti, ne consegue direttamente che il meccanismo di collasso più debole, resterà sempre il più debole a prescindere dalla natura aleatoria del carico. Per cui:

$$P(F) = \max[P(F_i)], \quad i = 1,...,m$$

Le equazioni sinora riportate possono essere utilizzate per definire dei limiti piuttosto grossolani per la probabilità di collasso di un qualsiasi sistema strutturale di tipo in serie quando i meccanismi di collasso non sono né completamente indipendenti né completamente dipendenti:

$$\max[P(F_i)] \leq P[F] \leq 1 - \prod_{i=1}^{m} [1 - P(F_i)].$$

Purtroppo, per molti sistemi strutturali reali i limiti in parola sono troppo ampi per essere significativi. Pertanto è opportuno determinare dei limiti più stringenti anche se il loro calcolo comporta un maggiore sforzo computazionale.

4.4.3.2 Limiti del secondo ordine

I limiti del secondo ordine si ottengono tenendo conto dei termi come $P(F_1 \cap F_2)$ nell'espressione di cui al capitolo precedente, la quale può essere riscritta come:

$$
\begin{aligned}
P(F) = {} & P(F_1) \\
& + P(F_2) - P(F_1 \cap F_2) \\
& + P(F_3) - P(F_1 \cap F_3) - P(F_2 \cap F_3) + P(F_1 \cap F_2 \cap F_3) \\
& + P(F_4) - P(F_1 \cap F_4) - P(F_2 \cap F_4) - P(F_3 \cap F_4) + P(F_1 \cap F_2 \cap F_4) \\
& \qquad + P(F_1 \cap F_3 \cap F_4) + P(F_2 \cap F_3 \cap F_4) - P(F_1 \cap F_2 \cap F_3 \cap F_4) \\
& + P(F_5) - \dots \\
& = \sum_{i=1}^{m} P(F_i) - \sum_{i<j}\sum^{m} P(F_i \cap F_j) + \sum\sum_{i<j<k}\sum^{m} P(F_i \cap F_j \cap F_k) - \dots
\end{aligned}
$$

A causa dell'alternarsi dei segni nella sommatoria con il crescere dell'ordine dei termini, è evidente che i limiti del primo ordine forniscano un limite superiore per $P(F)$. Allo stesso modo, considerando solo i termini del primo e del secondo ordine si ottiene un limite inferiore, considerando quelli del primo, del secondo e del terzo ordine un limite superiore e così via.

Risulta inoltre chiaro che la considerazione di una modalità di collasso ulteriore di una struttura non può ridurre la probabilità di collasso strutturale, così che ogni riga completa dell'equazione precedente fornisce un contributo non negativo a $P(F)$. Notando che $P(F_i \cap F_j) \geq P(F_i \cap F_j \cap F_k), \dots$, si può ottenere un limite inferiore a partire dall'espressione precedente considerando soltanto i termini del tipo $P(F_i) - P(F_i \cap F_j)$, purché ciascuno di essi fornisca un contributo non negativo, in altre parole.

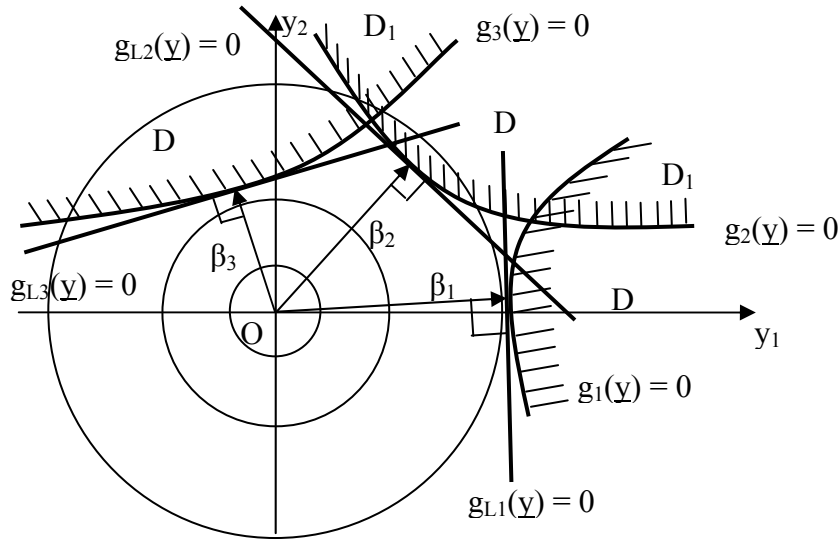
$$
P(F) \geq P(F_1) + \sum_{i=2}^{m} \max\left\{\left[P(F_i) - \sum_{j=1}^{i-1} P(F_i \cap F_j)\right], 0\right\}.
$$

Un metodo alternativo di utilizzare i termini $P(F_i)$ e $P(F_i \cap F_j)$ è quello di selezionare soltanto le combinazioni di tali termini che forniscono il valore massimo del limite inferiore:

$$
P(F) \geq P(F_1) + \max\left\{\sum_{\substack{i=2 \\ j<i}}^{k \leq m} \left[P(F_i) - P(F_i \cap F_j)\right]\right\}
$$

In entrabe le formulazioni il risultato dipende dall'ordine in cui i vari meccanimi di collasso sono elencati. Sono stati proposti degli algoritmi per definire l'ordine necessario ad ottenere le migliori approssimazioni per i limiti dell'affidabilità; in ogni caso, una buona regola pratica consiste nell'ordinare i meccanismi per importanza decrescente.

4.4.4 Il metodo FOSM per l'affidabilità dei sistemi

L'utilizzo dei limiti del secondo ordine descritti nel capitolo precedente richiede la valutazione dei termini della forma $P(F_i \cap F_j)$, ove F_i denota l'evento "collasso tramite l'*i*-esimo meccanismo". I termini intersezione fanno riferimento all'intersezione dei domini individuati dalle diverse funzioni prestazione, che nel caso generale sono di tipo non lineare. Tali limiti si rivelano di particolare utilità quando utilizzati con funzioni dello stato limite linerari e con il metodo FOSM. In questo caso infatti la valutazione di $P(F_i \cap F_j)$ deve essere effettuata nelle regioni indicate con D_1 nella figura seguente, limitate ad esempio da $g_1(\mathbf{y}) = 0$ e $g_2(\mathbf{y}) = 0$. Queste funzioni di prestazione possono essere linearizzate, una volta identificati i punti di progetto y_i^* ed i coseni direttori α, in base a quanto descritto nel capitolo 4.2.

Con riferimento alla figura precedente, considerando le equazioni dello stato limite linearizzate $g_{L1}(\ ) = 0$ e $g_{L2}(\ ) = 0$, la probabilità compresa tra tali stati limite è:

$$P(F_1 \cap F_2) = P\left[\bigcap_{i=1}^{2} g_{Li}(y) \leq 0\right]$$

che per il vettore normale standard ***y*** può essere valutata in modo esatto tramite l'integrale normale bivariato $\Phi_2(\ )$, definito come:

$$\Phi_2(h,k,\rho) = \frac{1}{2\pi}\int_0^{\rho}\left(1-\varsigma^2\right)^{-1/2} e^{-\frac{\frac{1}{2}\left(h^2+k^2-2hkz\right)}{1-z^2}} dz + \Phi(h)\Phi(k),\ h,\ k \geq 0,$$

ove ρ è il coefficiente di correlazione tra le due modalità di collasso considerate e *h, k* i corrispondenti indici di affidabilità.

Al fine di determinare il coefficiente di correlazione tra due stati limite si può procedere come di seguito descritto. Nello spazio delle variabili indipendenti normalizzate ***y***, una generica funzione dello stato limite lineare è espressa come:

$$g_i(y) = \beta_i + \sum_{j=1}^{n} \alpha_{ij} y_j \,.$$

Considerando le funzioni g_1 e g_2, la varianza e la covarianza possono essere quindi calcolate come:

$$\sigma_i^2 = \sum_{j=1}^{n} \alpha_{ij}^2 \,, \qquad i = 1,2$$

$$\mathrm{cov}(g_1, g_2) = \sum_{j}^{n} \alpha_{1j} \alpha_{2j}$$

e, tenendo conto del fatto che $\rho_{X1X2} = \dfrac{\mathrm{cov}(X_1, X_2)}{\sigma_{X_1} \sigma_{X_2}}$, si ha

$$\rho_{12} = \frac{\mathrm{cov}(g_1, g_2)}{\left(\sigma_1^2 \sigma_2^2\right)^{1/2}} = \frac{\sum_{j}^{n} \alpha_{1j} \alpha_{2j}}{\left(\sum_{j}^{n} \alpha_{1j}^2 \sum_{j}^{n} \alpha_{2j}^2\right)^{1/2}} \,.$$

4.5 Il metodo semi probabilistico dei coefficienti parziali di sicurezza

Richiedere l'invarianza della formulazione comporta l'assegnazione di requisiti di sicurezza alle variabili del modello meccanico. Invece che considerare separatamente la resistenza ed il corrispondente effetto dei carichi è necessario riferirsi all'equazione degli stati limite

$$g(x_1, x_2, \ldots, x_n) = 0$$

e assegnare i requisiti di sicurezza alle variabili di input del modello come di seguito illustrato per semplicità nel caso in cui siano presenti solo due variabili (n = 2).

Per ciascun punto (x_1, x_2) del dominio di definizione delle variabili del problema, si consideri l'intorno rettangolare aperto definito come $\left(\dfrac{x_1}{\alpha_{m1}}, x_1 \alpha_{f1}\right) \times \left(\dfrac{x_2}{\alpha_{m2}}, x_2 \alpha_{f2}\right)$ ove i

coefficienti α_{m1}, α_{m2}, α_{f1} e α_{f2}, sono i cosiddetti coefficienti parziali di sicurezza specificati dal codice di progettazione.

Se tale intorno è contenuto nella regione sicura, allora il punto (x_1, x_2) rappresenta una struttura sufficientemente sicura secondo il codice di progettazione considerato.

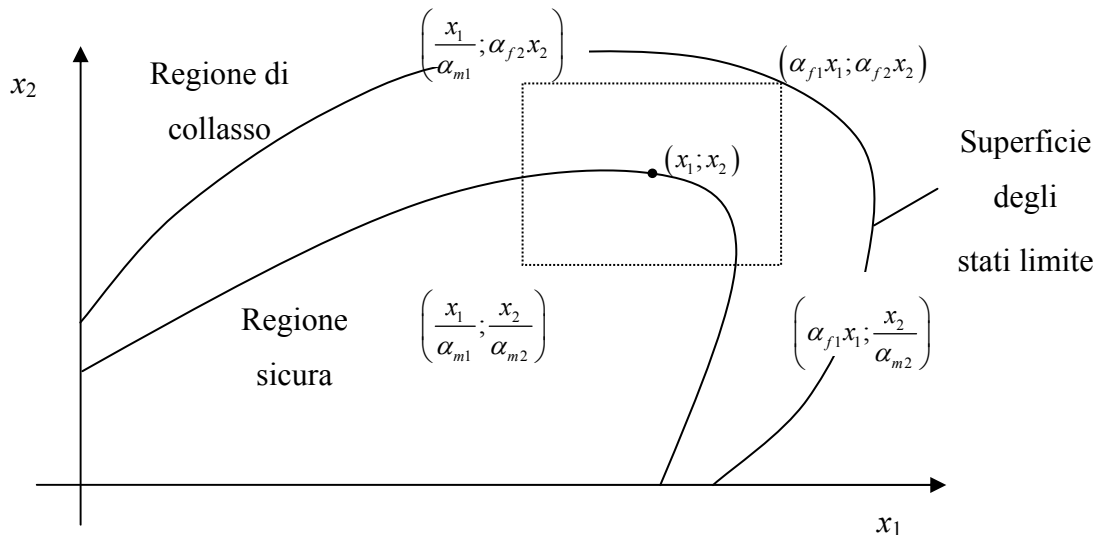



Figura 4-9: Esempio di applicazione del metodo dei coefficienti parziali di sicurezza per una regione sicura convessa

Secondo la metodologia esposta, i valori da assegnare ai coefficienti parziali di sicurezza non sono univocamente determinati ma devono essere calcolati a partire da considerazioni specifiche in merito alle incertezze e al margine di sicurezza necessario. In particolare, fissato un valore obiettivo per la probabilità di collasso p_f, il modello probabilistico consente, per una particolare struttura, la determinazione delle dimensioni della sezione trasversale, della resistenza del materiale, e dei livelli di carico tali che le variabili di input x_1, …, x_n modellate come variabili aleatorie X_1, …, X_n abbiano delle distribuzioni tali che valga la condizione $P\left[g\left(X_1,...,X_n\right)\right] = p_f$.

Il metodo dei coefficienti parziali consiste nella estrema semplificazione di rappresentare le variabili aleatorie X_1, …, X_n sostituendo a ciascuna di esse un valore caratteristico corrispondente ad un certo frattile. Indicando i valori al frattile inferiore come $x_{1c},...,x_{nc}$ e quelli al valore superiore come $x_1^c,...,x_n^c$, i primi vengono divisi per i coefficienti parziali di sicurezza $\gamma_{m1},...,\gamma_{mn}$ mentre i secondi vengono moltiplicati per i coefficienti parziali di sicurezza $\gamma_{f1},...,\gamma_{fn}$ ottenendo i cosiddetti *valori di progetto* $\frac{x_{1c}}{\gamma_{m1}},...,\frac{x_{nc}}{\gamma_{mn}}, x_1^c \gamma_{f1},...,x_n^c \gamma_{fn}$.

Sotto queste ipotesi, si può affermare che la struttura risulta sufficientemente sicura se $g\left(\frac{x_{1c}}{\gamma_{m1}},...,\frac{x_{nc}}{\gamma_{mn}},x_1^c\gamma_{f1},...,x_n^c\gamma_{fn}\right)\geq 0$ per tutte le possibili scelte delle variabili.

Dopo aver fissato i frattili per i valori caratteristici, i coefficienti parziali vengono determinati imponendo che la struttura, utilizzando un modello probabilistico, abbia una probabilità di collasso pari a p_f.

4.5.1 L'applicazione del metodo negli Eurocodici – valutazioni

Il metodo degli stati limite negli eurocodici

Nella EN 1990 (Eurocodice 0) vengono individuate due tipologie di stati limite: stati limite ultimi (SLU) e stati limite di esercizio (SLE), i primi, che si considerano sempre irreversibili, riguardano la sicurezza delle persone e/o della struttura mentre i secondi, che possono essere di natura reversibile o non reversibile, hanno a che fare col funzionamento della struttura o dei suoi elementi in condizioni normali, il *comfort* degli occupanti e l'aspetto dell'opera (p.es. grandi deflessioni crepe estese, ecc.).

Le sigle degli SLU individuati nella citata norma e le relative descrizioni sono riportati di seguito:

a. EQU: perdita di equilibrio statico della struttura o di una sua qualsiasi parte;
b. STR: collasso o deformazione eccessiva della struttura o dei suoi elementi;
c. GEO: collasso o eccessiva deformazione del terreno;
d. FAT: collasso per fatica della struttura o dei suoi elementi.

La classificazione delle azioni negli eurocodici

Le azioni devono essere classificate in base alla loro variazione nel tempo come segue:

- azioni permanenti (*G*), per esempio peso proprio delle strutture, macchinari fissi e azioni indirette causate dal ritiro e da cedimenti irregolari delle fondazioni;
- azioni variabili (*Q*), per esempio i carichi imposti sui solai, travi e coperture degli edifici, azioni del vento e della neve;
- azioni accidentali (*A*), per esempio l'incendio, le esplosioni o impatti con veicoli.

I valori caratteristici delle azioni

Il valore caratteristico F_k di un'azione è il suo valore rappresentativo principale e deve essere specificato come un valore medio, un valore superiore o inferiore o un valore nominale (che non fa riferimento ad una distribuzione statistica nota).

Il valore caratteristico di un'azione permanente deve essere valutato come segue:

- se la variabilità di G può essere considerata piccola, si può assumere un singolo valore G_k che, in caso di assenza di variazioni significative di G durante la vita di progetto della struttura e basso COV, può essere assunto pari al valore medio;
- se la variabilità di G non può essere considerata piccola, devono essere usati due valori: un valore superiore $G_{k,sup}$ e un valore inferiore $G_{k,inf}$.

Per le azioni variabili, il valore caratteristico (Q_k) deve corrispondere a:

- un valore superiore con una certa probabilità di non essere superato o un valore inferiore con una certa probabilità di essere raggiunto, durante gli specifici periodi di riferimento, oppure
- un valore nominale, che può essere specificato nei casi in cui non è nota la distribuzione statistica.

Per le azioni accidentali il valore di progetto A_d deve essere specificato volta per volta, in funzione del progetto.

La norma EN 1991 fornisce indicazioni circa la scelta dei valori numerici da assegnare alle azioni sopra descritte.

Proprietà dei materiali e dei prodotti

Anche le proprietà dei materiali e dei prodotti devono essere rappresentate da valori caratteristici i quali generalmente corrispondono al frattile:

- 5% quando un valore basso della proprietà del materiale o del prodotto è sfavorevole;
- 95% quando un valore alto della proprietà del materiale o del prodotto è sfavorevole.

La verifica tramite il metodo dei coefficienti parziali negli Eurocodici

Il punto 3.5(4) della EN 1990 specifica che i requisiti della progettazione agli stati limite devono essere soddisfatti utilizzando il metodo dei coefficienti parziali di sicurezza; in alternativa, il punto 3.5(5) consente di utilizzare un metodo di progettazione direttamente basato su metodi probabilistici.

Il metodo di progettazione che prevede l'utilizzo dei coefficienti parziali di sicurezza prevede che, allo stato limite ultimo STR, sia verificata la disuguaglianza

$$E_d \leq R_d$$

dove:

- E_d è il valore di progetto dell'effetto delle azioni come forze interne, momenti oppure un vettore che rappresenta diverse forze interne o momenti;
- R_d è il valore di progetto della corrispondente resistenza.

Per determinare E_d la EN 1990 fornisce due modalità alternative per la combinazione fondamentale dei carichi: l'utilizzo dell'espressione

$E_d = \sum_{j\geq 1}\gamma_{G,j}G_{k,j}"+"\gamma_P P"+"\gamma_{Q,1}Q_{k,1}"+"\sum_{i>1}\gamma_{Q,i}\psi_{0,i}Q_{k,i}$, oppure della meno favorevole tra la coppia di espressioni

$$\begin{cases}\sum_{j\geq 1}\gamma_{G,j}G_{k,j}"+"\gamma_P P"+"\gamma_{Q,1}\psi_{0,1}Q_{k,1}"+"\sum_{i>1}\gamma_{Q,i}\psi_{0,i}Q_{k,i}\\ \sum_{j\geq 1}\xi_j\gamma_{G,j}G_{k,j}"+"\gamma_P P"+"\gamma_{Q,1}Q_{k,1}"+"\sum_{i>1}\gamma_{Q,i}\psi_{0,i}Q_{k,i}\end{cases},$$

dove

- "+" significa "combinato con"
- Σ significa "l'effetto combinato di"
- ξ è un coefficiente di riduzione per le azioni permanenti G sfavorevoli
- $\gamma_{G,j},\gamma_{Q,j},\gamma_P$ sono rispettivamente i coefficienti parziali di sicurezza della j-esima azione permanente, variabile e di precompressione (se presente)
- $\psi_{0,i}$ è il coefficiente di combinazione dell'i-esima azione di accompagnamento

4.5.1.1 Esempio applicativo del metodo dei coefficienti parziali di sicurezza

Un progetto viene considerato adeguato se non si raggiungono gli stati limite quando i valori di progetto vengono inseriti nei modelli di analisi. In notazione simbolica ciò è espresso dalla formula:

$E_d < R_d$

Questa è in pratica la condizione necessaria ad assicurare che l'indice di affidabilità β sia maggiore o uguale del valore obiettivo.

Considerando la funzione prestazione g definita come:

$$g = R - E$$

si avrà una probabilità di collasso P_f = Prob($g \leq 0$). Riducendo R ed E a variabili aleatorie caratterizzate da una distribuzione normale standard tramite le sostituzioni:

$$R' = \frac{R-\mu_R}{\sigma_R} \quad \text{e} \quad E' = \frac{E-\mu_E}{\sigma_E},$$

l'equazione della superficie di collasso nel piano $r' - e'$ diventa

$g = R - E = \sigma_R R' - \sigma_E E' + \mu_R - \mu_E = 0$.

In particolare le coordinate dei punti A, B e P, rispettivamente di intersezione della retta limite con l'asse delle *r'*, delle *s'* e di minima distanza dall'origine degli assi sono le seguenti:

$$A = \left(-\frac{\mu_R - \mu_E}{\sigma_R}; \quad 0 \right); \qquad B = \left(0; \quad \frac{\mu_R - \mu_E}{\sigma_E} \right); P = \left(-\frac{\sigma_R}{\sqrt{\sigma_R^2 + \sigma_E^2}} \beta; \quad \frac{\sigma_E}{\sqrt{\sigma_R^2 + \sigma_E^2}} \beta \right)$$

Dove β è pari alla distanza OP = $\frac{\mu_R - \mu_E}{\sqrt{\sigma_R^2 + \sigma_E^2}}$.

Si noti che, se $\min\left(\frac{\mu_R - \mu_E}{\sigma_R}; \frac{\mu_R - \mu_E}{\sigma_E} \right) < \beta$, non è possibile determinare un punto di progetto dal momento che la retta g = 0 risulta sicuramente secante rispetto alla circonferenza C(O,β).

Nella EN 1990 viene posto $-\alpha_R = -\frac{\sigma_R}{\sqrt{\sigma_R^2 + \sigma_E^2}}$ e $-\alpha_E = \frac{\sigma_E}{\sqrt{\sigma_R^2 + \sigma_E^2}}$ in modo che le coordinate di P diventano $P = (-\alpha_R \beta; \quad -\alpha_E \beta)$ ed i coefficienti α_R e α_E vengono chiamati coefficienti di sensibilità.

Si noti che, per come sono stati definiti, $\alpha_R = \frac{\sigma_R}{\sqrt{\sigma_R^2 + \sigma_E^2}} > 0$ e $\alpha_E = -\frac{\sigma_E}{\sqrt{\sigma_R^2 + \sigma_E^2}} < 0$; inoltre $|\alpha| \leq 1$.

I valori di progetto dell'effetto delle azioni E_d e delle resistenze R_d deve essere definito in modo tale che la probabilità di avere un valore più sfavorevole sia come segue:

$$P(E > E_d) = 1 - \Phi(-\alpha_E \beta) = \Phi(+\alpha_E \beta)$$
$$P(R \leq R_d) = \Phi(-\alpha_R \beta)$$

Nella EN 1990 viene effettuata la scelta di porre $\alpha_E = -0{,}7$ e $\alpha_R = 0{,}8$ purché sia verificata la condizione:

$0{,}16 < \sigma_E / \sigma_R < 7{,}6$

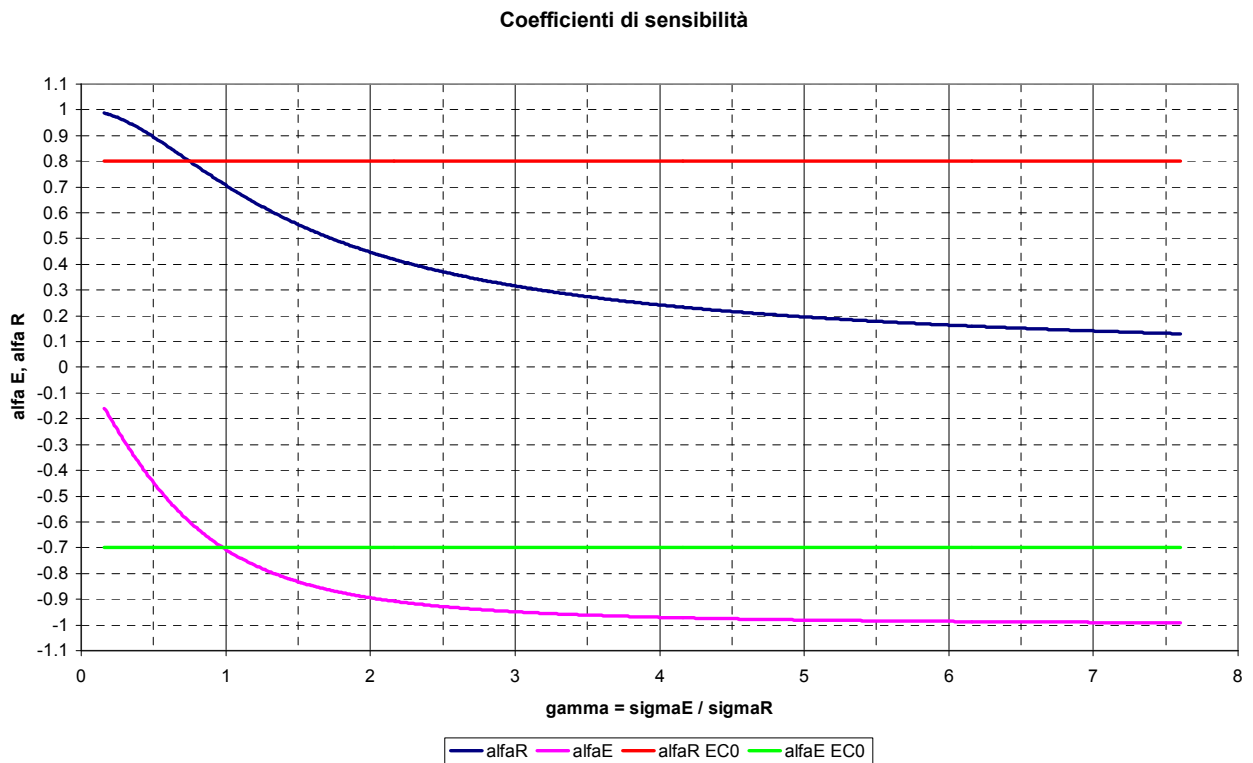
Assumendo β = 3,8 come per costruzioni di classe di affidabilità per un tempo di 50 anni, considerando i valori scelti per i coefficienti di sensibilità si avrà:

$$P(E > E_d) = \Phi(-2{,}66) = 0{,}0039$$
$$P(R \leq R_d) = \Phi(-3{,}04) = 0{,}0012$$

Inoltre si osservi che il rapporto $\sigma_E / \sigma_R = -\alpha_E / \alpha_R$. Indicando tale rapporto con la lettera γ, si possono esprimere α_E e α_R come segue:

$$\alpha_R = \frac{1}{\sqrt{1+\gamma^2}}$$

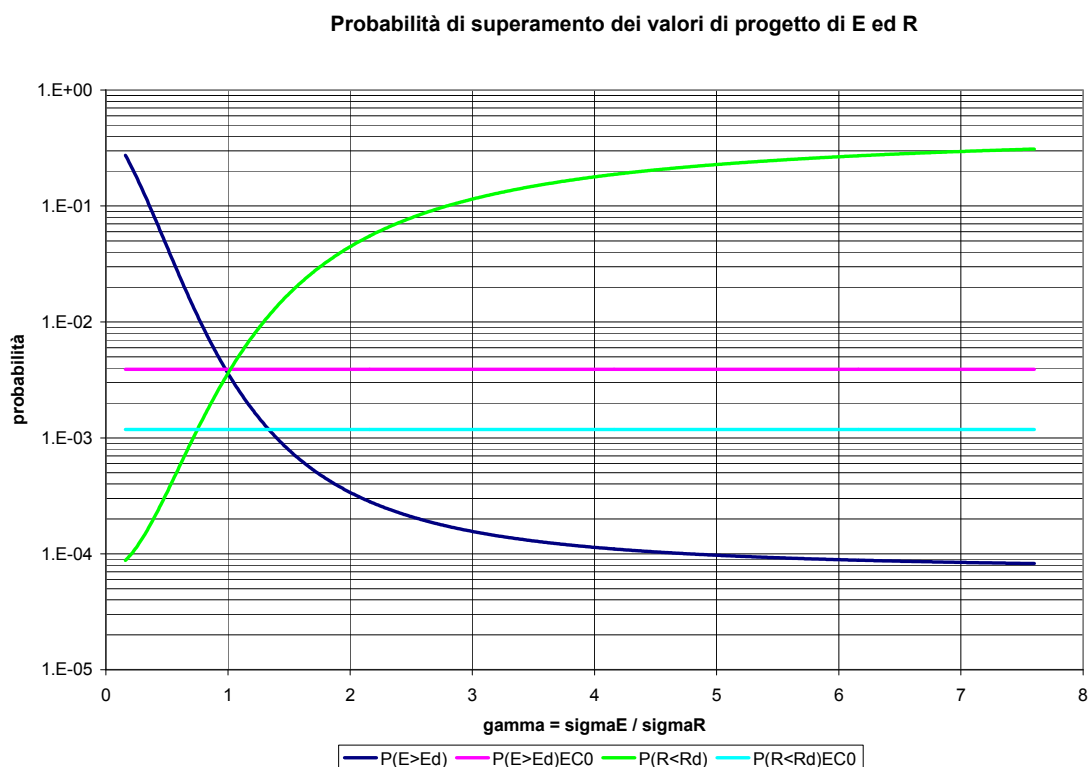
$$\alpha_E = -\frac{\gamma}{\sqrt{1+\gamma^2}}$$

La figura seguente mostra come variano tali coefficienti in funzione di γ e l'errore che si ammette assumendoli costanti.

È possibile notare come, per valori di $\gamma > 0{,}75$, α_R viene sovrastimato, mentre lo stesso avviene nel caso di α_E per valori di $\gamma < 0{,}98$. L'errore commesso in entrambi i casi conduce ad una scelta di progetto del valore delle azioni e/o della resistenza di progetto conservative.

Per esempio, si consideri il caso in cui $\sigma_E / \sigma_R = 0{,}8$, in questo caso si avrebbe:

$$\begin{matrix} \alpha_E \cong -0{,}6247 \\ \alpha_R \cong +0{,}781 \end{matrix} \text{ cui corrisponde la probabilità } \begin{matrix} P(E > E_d) = \Phi(-2{,}374) = 0{,}0088 \\ P(R \leq R_d) = \Phi(-2{,}968) = 0{,}0015 \end{matrix}.$$

In entrambi i casi, la probabilità di superamento è superiore a quella relativa ai coefficienti fissati della EN 1990; ciò è un'ulteriore conseguenza del fatto che a detti coefficienti corrisponde un valore di β leggermente superiore a quello obiettivo (3,8).

Il grafico seguente mostra l'andamento delle probabilità di superamento delle grandezze appena menzionate in funzione del rapporto γ.

Infine, quando la condizione $0{,}16 < \sigma_E / \sigma_R < 7{,}6$ non viene verificata, la EN 1990 prescrive di utilizzare un valore $\alpha = \pm 1{,}0$ per la variabile avente deviazione standard maggiore, e $\alpha = \pm 4{,}0$ per la variabile avente deviazione standard minore. Anche in questo caso, considerato che la somma dei quadrati di tali valori è diversa dall'unità, si ha un incremento della β di circa 1,077 volte.

Il seguente esempio illustra quanto finora riportato. Si consideri una barra di acciaio S235 (f_{yk} = 235 MPa) avente una sezione di area A = 0,006319 mm^2 e soggetta al carico permanente G_k = 1MN. Siano inoltre:

$\mu_E = G_k = 1\text{MN}$

$\sigma_E = 0{,}1\mu_E = 0{,}1\ \text{MN}.$

$\mu_{fy} = 280\ \text{MPa}$

$\mu_R = A\mu_{fy} = 0{,}006319 \times 280 = 1{,}769\ \text{MN}$

$\sigma_R = 0{,}08\mu_R = 0{,}1416\ \text{MN}$

Date le deviazioni standard del carico e della resistenza della barra è possibile calcolare:

$$\alpha_E = \frac{-\sigma_E}{\sqrt{\sigma_E^2 + \sigma_R^2}} = \frac{-0,1}{\sqrt{0,1^2 + 0,1416^2}} = -0,577$$

$$\alpha_R = \frac{\sigma_R}{\sqrt{\sigma_E^2 + \sigma_R^2}} = \frac{0,1416}{\sqrt{0,1^2 + 0,1416^2}} = 0,817$$

A tali valori dei coefficienti di sensibilità corrispondono le seguenti probabilità di superamento:

Prob(E > E_d) = Φ ($+\alpha_E\beta$) = 1,417E-2

Prob(R ≤ R_d) = Φ ($-\alpha_R\beta$) = 9,528E-4

ed i seguenti valori di progetto:

$E_d = \mu_E - \alpha_E\beta\sigma_E = 1 + 0,577 \cdot 3,8 \cdot 0,1 = 1,219$ MN

$R_d = \mu_R - \alpha_R\beta\sigma_R = 1,769 - 0,817 \cdot 3,8 \cdot 0,1416 = 1,329$ MN.

Assegnando i valori fissati nella EN 1990 per i coefficienti di sensibilità, si sarebbe ottenuto:

$E_d = \mu_E - \alpha_E\beta\sigma_E = 1 + 0,7 \cdot 3,8 \cdot 0,1 = 1,266$ MN

$R_d = \mu_R - \alpha_R\beta\sigma_R = 1,769 - 0,8 \cdot 3,8 \cdot 0,1416 = 1,339$ MN.

Come si può notare, per entrambi gli approcci si verifica la condizione $E_d < R_d$.

Per le verifiche strutturali, gli Eurocodici consentono di calcolare i valori di progetto di resistenze ed azioni (R_d ed E_d) mediante l'impiego di coefficienti parziali di sicurezza (γ_R e γ_E) e di valori caratteristici (r_k ed e_k). In particolare, assumendo per i valori caratteristici della resistenza e delle azioni rispettivamente i valori al frattile di ordine 5 e di ordine 95 di una distribuzione normale, tali coefficienti parziali di sicurezza sono espressi come segue:

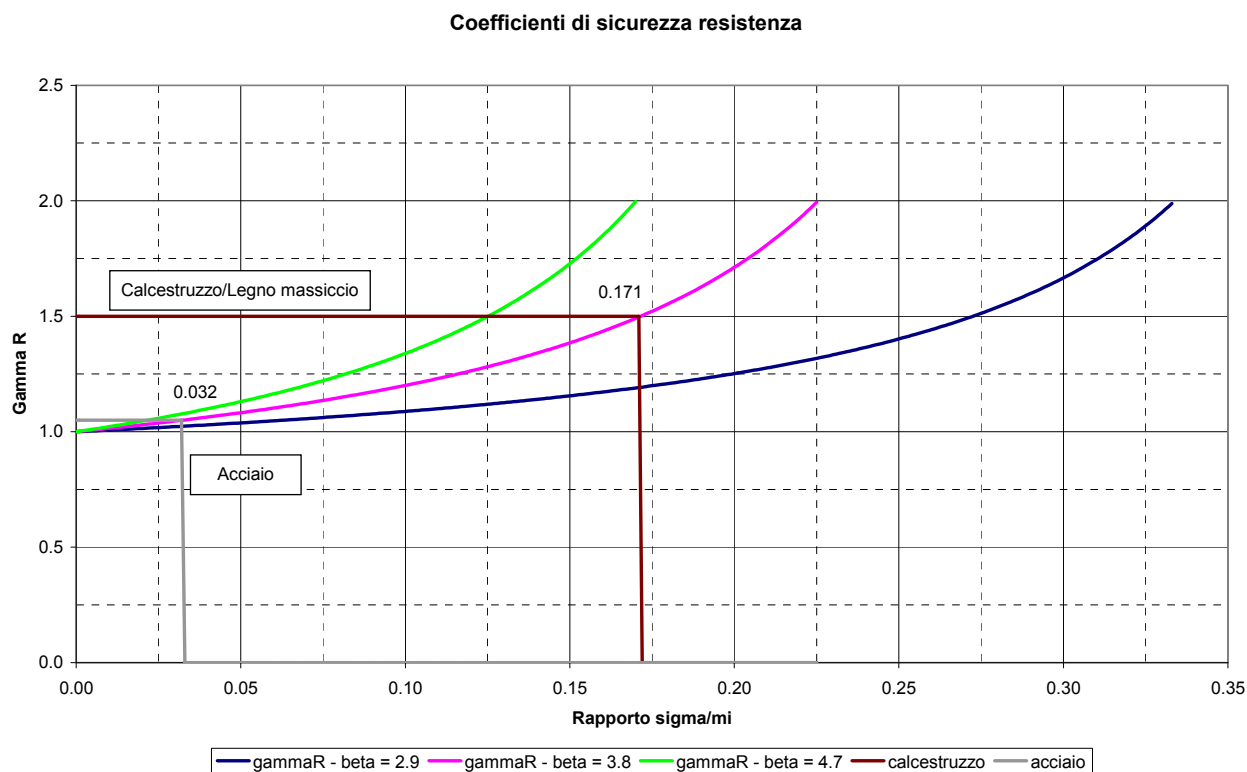
$$\gamma_R = \frac{\mu_R - 1,645 \cdot \sigma_R}{\mu_R - 0,8 \cdot \beta \cdot \sigma_R}$$

$$\gamma_E = \frac{\mu_E + 0,7 \cdot \beta \cdot \sigma_E}{\mu_E + 1,645 \cdot \sigma_E}$$

ipotizzando inoltre $\sigma_{R,E} = \delta_{R,E} \cdot \mu_{R,E}$, i coefficienti parziali di sicurezza possono essere espressi come

$$\gamma_R = \frac{1 - 1,645 \cdot \delta_R}{1 - 0,8 \cdot \beta \cdot \delta_R}$$

$$\gamma_E = \frac{1 + 0,7 \cdot \beta \cdot \delta_E}{1 + 1,645 \cdot \delta_E}$$

Nel grafico seguente è illustrato l'andamento del coefficiente parziale di sicurezza relativo alla resistenza del materiale in funzione del rapporto σ_R/μ_R per tre diversi valori del parametro β (2,9; 3,8 e 4,7) cui si fa riferimento nella EN 1990.

In corrispondenza della curva relativa a $\beta = 3{,}8$ inoltre, a partire dai coefficienti parziali di sicurezza per la progettazione agli SLU a temperatura ordinaria tratti dal DM 14/01/2008 per i materiali legno, acciaio e calcestruzzo, sono stati individuati i valori massimi di σ_R/μ_R per cui i coefficienti parziali assunti risultano comunque conservativi.

I risultati sono riportati nella tabella seguente:

Materiale	γ_M	**Massimo rapporto σ_R/μ_R**
Calcestruzzo	1,50	0,171
Legno	1,50	0,171
Acciaio	1,05	0,032

Coefficienti di combinazione dei carichi

Nell'Appendice A1 della EN 1990 sono riportate tre procedure per determinare la combinazione di carico da applicare; tali procedure fanno riferimento a quanto riportato nelle norme BS 5950 e BS 8110.

Per mostrare le differenze tra le citate procedure sarà utilizzato un esempio elementare caratterizzato dalla funzione obiettivo di seguito riportata:

$$g(\underline{X}) = \theta_R R - \theta_E (G + Q + W),$$

dove:

- R è la resistenza
- G è l'azione permanente (peso proprio)
- Q è l'azione variabile
- W è l'azione del vento
- θ_E è l'incertezza nel modello delle azioni
- θ_R è l'incertezza nel modello della resistenza

Complessivamente pertanto il modello prevede la presenza di 6 variabili.

Si considerino le seguenti ipotesi semplificative:

- $\theta_E = \theta_R = 1{,}0$
- $W = 0{,}0$
- $\mu_R = 100$ $\sigma_R = 0{,}1 \cdot \mu_R = 10$
- $\mu_G = 40$ $\sigma_G = 0{,}2 \cdot \mu_G = 8$
- $\mu_Q = 30$ $\sigma_Q = 0{,}3 \cdot \mu_Q = 9$

Il problema di partenza può quindi essere espresso nella forma semplificata:

$$g(R, G, Q) = R - G - Q.$$

Sotto le presenti ipotesi, considerando che la funzione obiettivo è di tipo lineare, si ricavano immediatamente le espressioni della β e delle coordinate del punto P di progetto nello spazio delle variabili aleatorie originarie.

$$\beta = \frac{\mu_R - \mu_G - \mu_Q}{\sqrt{\sigma_R^2 + \sigma_G^2 + \sigma_Q^2}}$$

$$P\left(\frac{-\sigma_R^2 \beta}{\sqrt{\sigma_R^2 + \sigma_G^2 + \sigma_Q^2}} + \mu_R ; \frac{\sigma_G^2 \beta}{\sqrt{\sigma_R^2 + \sigma_G^2 + \sigma_Q^2}} + \mu_G ; \frac{\sigma_Q^2 \beta}{\sqrt{\sigma_R^2 + \sigma_G^2 + \sigma_Q^2}} + \mu_Q \right),$$

che inserendo i valori ipotizzati per le variabili di progetto diventano:

$\beta = 1{,}92$ P (88, 48, 40).

Volendo risolvere il problema inverso, cioè dato un valore minimo a β, ed assegnate le caratteristiche dei carichi G e Q, trovare il valore μ_R atto ad assicurare la resistenza dell'elemento[3], a partire dall'equazione:

$\left(\sigma_R^2+\sigma_G^2+\sigma_Q^2\right)\beta^2=\left(\mu_R-\mu_G-\mu_Q\right)^2$, con la condizione $\mu_R \geq \mu_G + \mu_Q$ si ha

$\left(0,01\mu_R^2+64+81\right)\beta^2=\left(\mu_R-70\right)^2=\mu_R^2-140\mu_R+4900$, da cui tramite passaggi algebrici elementari si ottiene l'equazione:

$0,8556\mu_R^2-140\mu_R+2736,2=0$ che risolta fornisce le due soluzioni $\mu_{R,1}=22,67$ (non accettabile) e $\mu_{R,2}=141$.

Il corrispondente punto di progetto diventa pertanto P (101; 53; 46)

Assumendo tale valore di progetto e volendo studiare l'andamento della β in funzione del rapporto di carico $\chi=\frac{Q}{G+Q}$, si ottiene il grafico di seguito riportato.

Si consideri una struttura soggetta ad un carico permanente G ed un carico variabile Q, dei quali siano noti i valori caratteristici. L'EC0 fornisce la regola di combinazione dei carichi 6.10 seguente:

$$E_d=\sum_{j\geq 1}\gamma_{G,j}G_{k,j}\text{"+"}\gamma_P P\text{"+"}\gamma_{Q,1}Q_{k,1}\text{"+"}\sum_{i>1}\gamma_{Q,i}\psi_{0,i}Q_{k,i}\,.$$

Nel caso in esame tale relazione diviene:

$$E_d=\gamma_G G_k+\gamma_Q Q_k\,;$$

introducendo il rapporto di carico $\chi=\frac{Q_k}{G_k+Q_k}$, è possibile esprimere Q_k in funzione di G_k come $Q_k=\frac{\chi}{1-\chi}G_k$, pertanto, ipotizzando $E_d = R_d$ (progettazione efficiente), si ottiene:

$$E_d=\left(\gamma_G+\gamma_Q\frac{\chi}{1-\chi}\right)G_k=R_d=\frac{R_k}{\gamma_M}\,,$$

dove con γ_M si è indicato il coefficiente parziale di sicurezza della resistenza.

È quindi possibile esprimere anche R_k in funzione di G_k ottenendo:

[3] Occorre effettuare l'ulteriore ipotesi sul rapporto σ_R / μ_R, in questo caso pari a 0,1

$$R_k = \gamma_M \left(\gamma_G + \gamma_Q \frac{\chi}{1-\chi} \right) G_k .$$

Volendo studiare il variare dell'affidabilità strutturale di una progettazione condotta con un approccio semplificato semi probabilistico ai coefficienti parziali, si può fare riferimento al semplice modello in cui la funzione prestazione è definita come segue:

$g(X) = R - \theta_E \left(G_0 + Q_0 \right)$, dove (cfr. "Eurocodes: using reliability analysis to combine action effects", H. Gulvanessian e M. Holicky, ICE Proceedings of the Institution of Civil Engineers)

R = LN ($R_k$exp(1.65w_R); 0.15μ_R), con w_R = 0.15

θ_E = LN (1; 0.05)

G_0 = N (G_k; 0.1μ_k)

Q_0 = GU (0.6Q_k; 0.35μ_Q).

Considerando le relazioni tra i valori caratteristici delle variabili sopra riportate, esse possono essere espresse come segue:

$$R = LN\left(1.28\gamma_M \left(\gamma_G + \gamma_Q \frac{\chi}{1-\chi} \right) G_k ; 0.192\gamma_M \left(\gamma_G + \gamma_Q \frac{\chi}{1-\chi} \right) G_k \right)$$

θ_E = LN (1; 0.05)

G_0 = N (G_k; 0.1G_k)

$$Q_0 = GU\left(0.6 \frac{\chi}{1-\chi} G_k ; 0.21 \frac{\chi}{1-\chi} G_k \right).$$

A questo punto, considerato che le statistiche (valori medi e deviazioni standard) di alcune variabili aleatorie coinvolte (tranne θ_E perché adimensionale), appare opportuno considerare la seguente funzione prestazione:

$$\tilde{g}(X) = \frac{g(X)}{G_k} = \frac{R}{G_k} - \theta_E \left(\frac{G}{G_k} + \frac{Q}{G_k} \right) = \tilde{R} - \theta_E \left(\tilde{G} + \tilde{Q} \right);$$

dove le nuove variabile aleatorie introdotte hanno le seguenti statistiche:

$$\tilde{R} = \frac{R}{G_k} = LN\left(1.28\gamma_M \left(\gamma_G + \gamma_Q \frac{\chi}{1-\chi} \right) ; 0.192\gamma_M \left(\gamma_G + \gamma_Q \frac{\chi}{1-\chi} \right) \right)$$

$$\tilde{G}_0 = \frac{G_0}{G_k} = N(1;0.1)$$

$$\tilde{Q}_0 = \frac{Q_0}{G_k} = GU\left(0.6\frac{\chi}{1-\chi}; 0.21\frac{\chi}{1-\chi}\right),$$

le quali sono indipendenti da G_k.

Si voglia determinare quindi, al variare del rapporto di carico χ l'andamento dell'affidabilità strutturale, in particolare della β, conseguente all'applicazione del metodo approssimato dei coefficienti parziali di sicurezza. È possibile applicare una procedura iterativa per la determinazione del punto di progetto (cfr. Ang e Tang) come di seguito illustrato.

Si considerino le derivate parziali rispetto alle variabili aleatorie adimensionalizzate della funzione prestazione $\frac{\partial g(X')}{\partial X'} = \frac{\partial g(X')}{\partial X}\frac{\partial X}{\partial X'} = \frac{\partial g(X')}{\partial X}\sigma_X$, dove $X' = \frac{X-\mu_X}{\sigma_X}$, pertanto $\frac{\partial X}{\partial X'} = \sigma_X$; in particolare si avrà:

$$\frac{\partial g}{\partial R'} = \sigma_R;$$

$$\frac{\partial g}{\partial \theta_E'} = -\sigma_{\theta_E}(G+Q);$$

$$\frac{\partial g}{\partial G'} = -\sigma_G \theta_E;$$

$$\frac{\partial g}{\partial Q'} = -\sigma_Q \theta_E.$$

A questo punto occorre considerare che per le variabili log-normali:

$$\begin{cases} \varsigma_R^2 = \ln\left(1+\frac{\sigma_R^2}{\mu_R^2}\right) = \ln\left(1+\frac{0.62928^2}{4.1952^2}\right) = 0.02225 \\ \lambda_R = \ln\mu_R - \frac{1}{2}\varsigma_R^2 = \ln(4.195G_k) - 0.0111 = 1.423 + \ln G_k \end{cases}$$

$$\begin{cases} \varsigma_{\theta_E}^2 = \ln\left(1+\frac{\sigma_{\theta_E}^2}{\mu_{\theta_E}^2}\right) = \ln\left(1+\frac{0.05^2}{1^2}\right) = 0.002497 \\ \lambda_{\theta_E} = \ln\mu_{\theta_E} - \frac{1}{2}\varsigma_{\theta_E}^2 = \ln 1 - 0.001248 = -0.001248 \end{cases},$$

mentre per la Gumbel:

$$\begin{cases} \alpha_Q = \dfrac{\pi}{\sqrt{6}}\dfrac{1}{\sigma_Q} = \dfrac{\pi}{\sqrt{6}}\dfrac{1-\chi}{\chi}\dfrac{1}{0.21G_k} \\ u_Q = \mu_Q - \dfrac{0.577}{\alpha_Q} = 0.6\dfrac{\chi}{1-\chi}G_k - 0.577\dfrac{\sqrt{6}}{\pi}\dfrac{\chi}{1-\chi}0.21G_k = 0.5055\dfrac{\chi}{1-\chi}G_k \end{cases}.$$

Si ricordi inoltre che per la distribuzione Gumbel valgono le seguenti relazioni:

$$\begin{cases} F_Q(q) = \exp\left[-e^{-\alpha_Q(q-u_Q)}\right] \\ f_Q(q) = \alpha_Q \exp\left[-\alpha_Q(q-u_Q) - e^{-\alpha_Q(q-u_Q)}\right] \end{cases}.$$

Come valori di primo tentativo per le variabili aleatorie si considerino i valori medi, in altre parole:

$$r_1^* = 1.28\gamma_M\left(\gamma_G + \gamma_Q\frac{\chi}{1-\chi}\right)G_k;$$

$$\theta_E^* = 1$$

$$g_0^* = G_k$$

$$q_0^* = 0.6\frac{\chi}{1-\chi}G_k.$$

Per ogni iterazione, occorre calcolare la media e la deviazione standard della distribuzione normale equivalente alle distribuzioni log-normali e Gumbel. Tale equivalenza si ottiene imponendo che, in corrispondenza del punto di progetto attuale, le due distribuzioni e le due cumulate abbiano lo stesso valore, in particolare per le log-normali si ha:

$$\sigma_R^N = r_1^*\varsigma_R = 0.191\gamma_M\left(\gamma_G + \gamma_Q\frac{\chi}{1-\chi}\right)G_k$$

$$\mu_R^N = r_1^*\left(1 - \ln r_1^* + 1.423 + \ln G_k\right) =$$

$$= 1.28\gamma_M\left(\gamma_G + \gamma_Q\frac{\chi}{1-\chi}\right)G_k\left(1 - \ln\left(1.28\gamma_M\left(\gamma_G + \gamma_Q\frac{\chi}{1-\chi}\right)\right) - \ln G_k + 1.423 + \ln G_k\right) =$$

$$= 1.28\gamma_M\left(\gamma_G + \gamma_Q\frac{\chi}{1-\chi}\right)\left(2.423 - \ln\left(1.28\gamma_M\left(\gamma_G + \gamma_Q\frac{\chi}{1-\chi}\right)\right)\right)G_k$$

$$\sigma_{\theta_E}^N = \theta_E^*\varsigma_{\theta_E} = 0.04997$$

$$\mu_{\theta_E}^N = \theta_E^*\left(1 - \ln\theta_E^* - 0.001248\right) = 0.9988,$$

mentre per la Gumbel si ha:

$$\sigma_Q^N = \frac{\phi\left\{\Phi^{-1}\left[F_Q\left(q_0^*\right)\right]\right\}}{f_Q\left(q_0^*\right)} \text{ e}$$

$$\left(\mu_Q^N\right)_1 = q_0^* - \sigma_Q^N \Phi^{-1}\left[F_Q\left(q_0^*\right)\right],$$

dove con ϕ e Φ si sono indicate rispettivamente le funzioni densità di probabilità e cumulata della distribuzione normale standard.

$$\sigma_Q^N = \frac{\phi\left\{\Phi^{-1}\left[\exp\left[-e^{-\frac{\pi}{\sqrt{6}}\frac{1-\chi}{\chi}\frac{1}{0.21G_k}\left(0.6\frac{\chi}{1-\chi}G_k - 0.5055\frac{\chi}{1-\chi}G_k\right)}\right]\right]\right\}}{\frac{\pi}{\sqrt{6}}\frac{1-\chi}{\chi}\frac{1}{0.21G_k}\exp\left[-\frac{\pi}{\sqrt{6}}\frac{1-\chi}{\chi}\frac{1}{0.21G_k}\left(0.6\frac{\chi}{1-\chi}G_k - 0.5055\frac{\chi}{1-\chi}G_k\right) - e^{-\frac{\pi}{\sqrt{6}}\frac{1-\chi}{\chi}\frac{1}{0.21G_k}\left(0.6\frac{\chi}{1-\chi}G_k - 0.5055\frac{\chi}{1-\chi}G_k\right)}\right]} =$$

$$= 0.21\frac{\sqrt{6}}{\pi}\frac{\chi}{1-\chi}\frac{\phi\left\{\Phi^{-1}\left[\exp\left[-e^{-\frac{\pi}{\sqrt{6}}0.45}\right]\right]\right\}}{\exp\left[-\frac{\pi}{\sqrt{6}}0.45 - e^{-\frac{\pi}{\sqrt{6}}0.45}\right]}G_k = 0.065\frac{\chi}{1-\chi}G_k$$

$$\mu_Q^N = 0.6\frac{\chi}{1-\chi}G_k - 0.21\frac{\sqrt{6}}{\pi}\frac{\chi}{1-\chi}\frac{\phi\left\{\Phi^{-1}\left[\exp\left[-e^{-\frac{\pi}{\sqrt{6}}0.45}\right]\right]\right\}}{\exp\left[-\frac{\pi}{\sqrt{6}}0.45 - e^{-\frac{\pi}{\sqrt{6}}0.45}\right]}G_k\,\Phi^{-1}\left\{\exp\left[-e^{-\frac{\pi}{\sqrt{6}}0.45}\right]\right\} =$$

.

$$= \left(0.6 - 0.21\frac{\sqrt{6}}{\pi}\frac{\phi\left\{\Phi^{-1}\left[\exp\left[-e^{-\frac{\pi}{\sqrt{6}}0.45}\right]\right]\right\}}{\exp\left[-\frac{\pi}{\sqrt{6}}0.45 - e^{-\frac{\pi}{\sqrt{6}}0.45}\right]}\Phi^{-1}\left\{\exp\left[-e^{-\frac{\pi}{\sqrt{6}}0.45}\right]\right\}\right)\frac{\chi}{1-\chi}G_k = 0.485\frac{\chi}{1-\chi}G_k$$

A questo punto è possibile calcolare i coseni direttori $\alpha_i^* = \frac{\left(\frac{\partial g_i}{\partial X_i^{'}}\right)_*}{\sqrt{\sum_i\left(\frac{\partial g}{\partial X_i^{'}}\right)_*^2}}$; in particolare si avrà:

$$\alpha_R^* = \frac{\sigma_R^N}{\sqrt{\left(\sigma_R^N\right)^2 + \left(-\sigma_{\theta_E}^N\left(g_0^* + q_0^*\right)\right)^2 + \left(-\sigma_G\theta_E^*\right)^2 + \left(-\sigma_Q^N\theta_E^*\right)^2}}$$

$$\alpha^*_{\theta_E} = \frac{-\sigma^N_{\theta_E}\left(g^*_0 + q^*_0\right)}{\sqrt{\left(\sigma^N_R\right)^2 + \left(-\sigma^N_{\theta_E}\left(g^*_0 + q^*_0\right)\right)^2 + \left(-\sigma_G\theta^*_E\right)^2 + \left(-\sigma^N_Q\theta^*_E\right)^2}}$$

$$\alpha^*_G = \frac{-\sigma_G\theta_E}{\sqrt{\left(\sigma^N_R\right)^2 + \left(-\sigma^N_{\theta_E}\left(g^*_0 + q^*_0\right)\right)^2 + \left(-\sigma_G\theta^*_E\right)^2 + \left(-\sigma^N_Q\theta^*_E\right)^2}}$$

$$\alpha^*_Q = \frac{-\sigma_Q\theta_E}{\sqrt{\left(\sigma^N_R\right)^2 + \left(-\sigma^N_{\theta_E}\left(g^*_0 + q^*_0\right)\right)^2 + \left(-\sigma_G\theta^*_E\right)^2 + \left(-\sigma^N_Q\theta^*_E\right)^2}}$$

Come è stato mostrato nelle espressioni precedentemente ricavate, è possibile raccogliere il fattore G_k sia a numeratore, sia a denominatore e semplificarlo. I coseni direttori α^*_i pertanto, non dipendono dal valore assunto da G_k.

La procedura iterativa utilizzata prevede ora la formazione, per ciascuna variabile coinvolta, delle espressioni:

$$x = \mu_x - \alpha_x\sigma_x\beta .$$

Anche in questo caso è possibile fattorizzare G_k in ciascuna di dette espressioni, salvo che in quella relativa a θ_E. Sostituendo le espressioni precedenti nella funzione prestazione si ottiene quanto segue:

$$g\left(x^*\right) = \mu^N_R - \alpha_R\sigma^N_R\beta - \left(\mu^N_{\theta_E} - \alpha_{\theta_E}\sigma^N_{\theta_E}\beta\right)\left[\left(\mu_G + \mu^N_Q\right) - \left(\alpha_G\sigma_G + \alpha_Q\sigma^N_Q\right)\right] = 0 .$$

Ancora una volta è opportuno osservare che si può raccogliere il termine G_k a fattore comune e così semplificare dividendo i membri dell'equazione per G_k.

A questo punto, il valore di β corrispondente può essere determinato risolvendo l'equazione:

$$a\beta^2 + b\beta + c = 0 ,$$

dove:

$$a = -\alpha_{\theta_E}\sigma^N_{\theta_E}\left(\alpha_G\sigma_G + \alpha_Q\sigma^N_Q\right)$$

$$b = -\alpha_R\sigma^N_R + \mu^N_{\theta_E}\left(\alpha_G\sigma_G + \alpha_Q\sigma^N_Q\right) + \alpha_{\theta_E}\sigma^N_{\theta_E}\left(\mu_G + \mu^N_Q\right)$$

$$c = \mu^N_R - \mu^N_{\theta_E}\left(\mu_G + \mu^N_Q\right).$$

Le variabili all'iterazione successiva possono poi essere calcolate tramite le relazioni:

$$x = \mu_x - \alpha_x\sigma_x\beta .$$

R è stata assunta in termini di valore medio e deviazione standard considerando la resistenza a flessione di una sezione in cemento armato con rapporto di armatura pari all'1%. Le caratteristiche utilizzate sono le seguenti:

- Acciaio S500 (μ = 560 MPa, σ = 30 MPa)
- Calcestruzzo C20 (μ = 30 MPa, σ = 5 MPa)

Sono state analizzate 4 combinazioni di azioni

1) G e Q
2) G e Q dominanti e W di accompagnamento (k= 0,25; k = 0,5; k = 0,75; k = 1,0)

dove con k si è indicato il rapporto W/Q.

I calcoli sono stati effettuati a partire dai seguenti dati di input:

Azione		Coefficiente parziale γ	Coefficiente di combinazione ψ	Coefficiente di riduzione ξ
Carico permanente	G	1.35	1	0.85
Carico imposto	Q	1.5	0.7	
Carico climatico	W	1.5	0.6	

Gk	100
miG	100
sigmaG	10

Categoria di variabili	Nome della variabile	Simbolo	Distribuz.	Media/Xk	Dev. St./mik
Azioni	Carico permanente	G	N	1	0.1
	Carico imposto 50y	Q	GU	0.6	0.35
	Vento, 1y	W	GU	0.3	0.5
Resistenza	Resistenza	R	LN	1.28	0.15
Incertezza	Incertezza	θ_E	LN	1	0.05

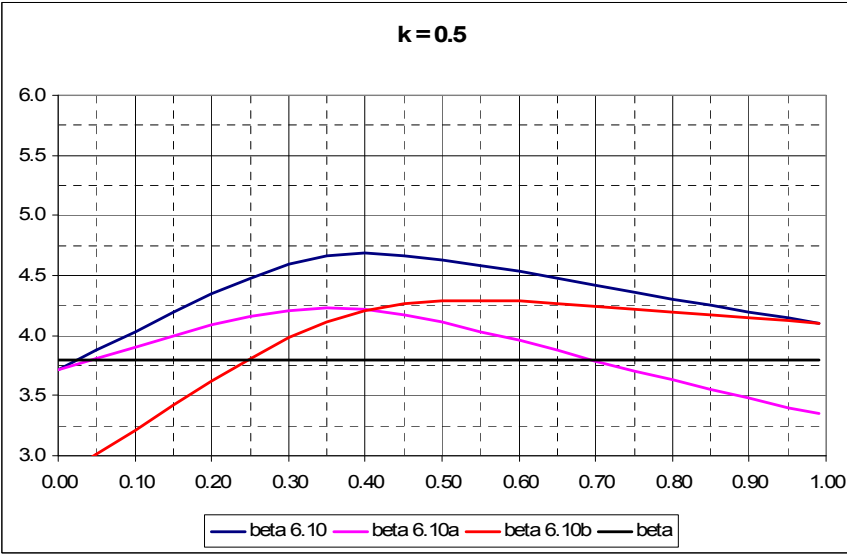
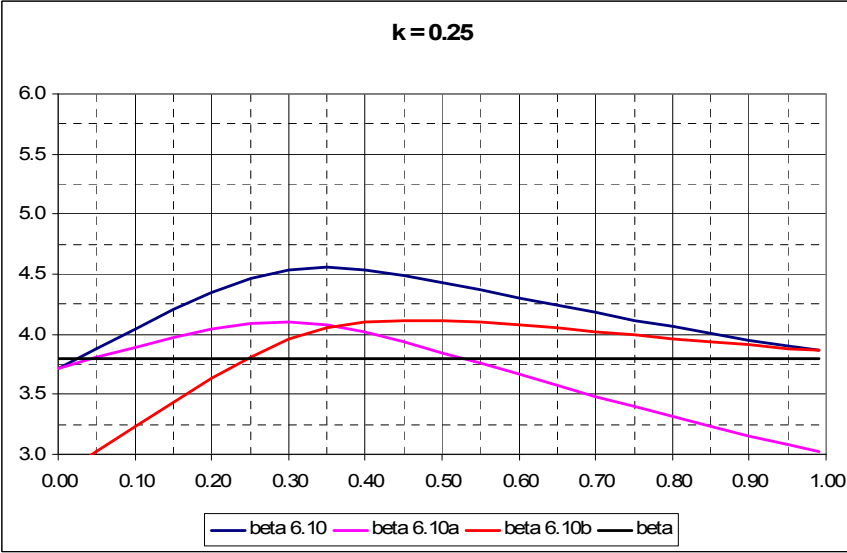
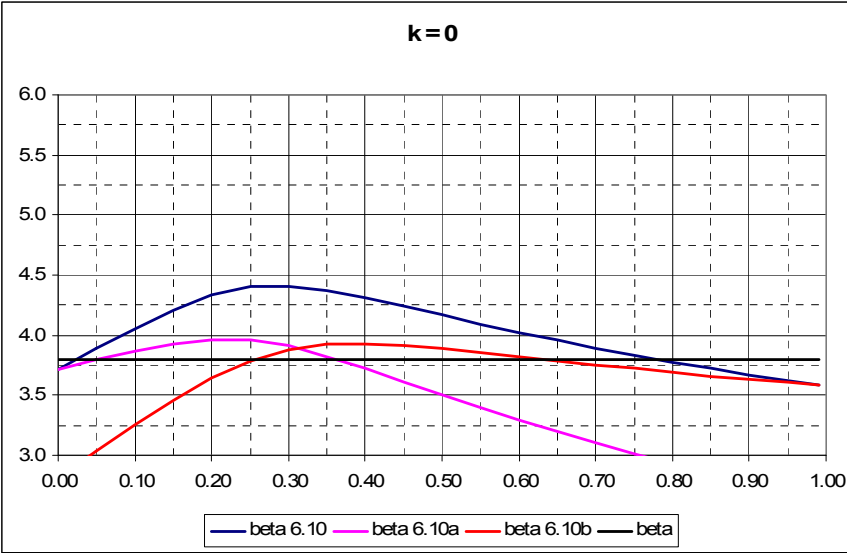
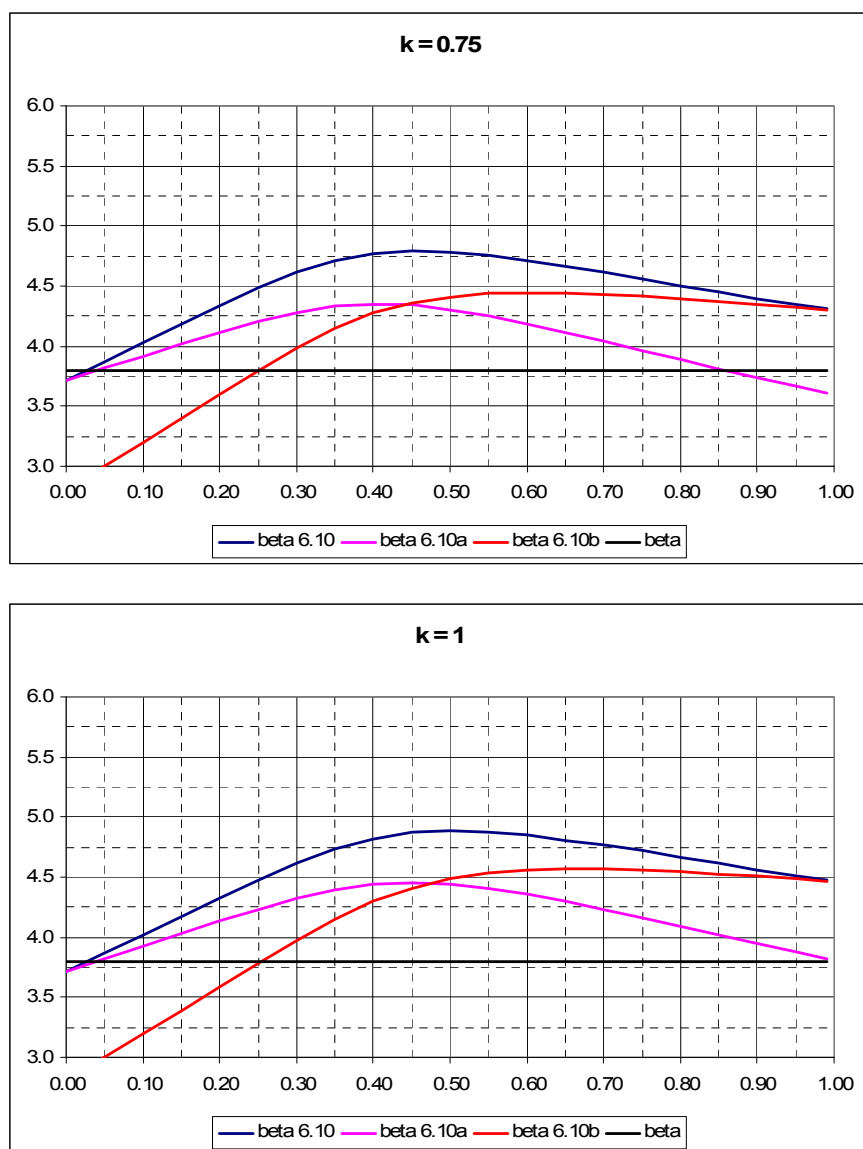
w_R	0.15
Gamma M	1.15
Gamma GA	1.00

I grafici seguenti mostrano l'andamento dell'indice di affidabilità β in funzione del rapporto di carico χ e per diversi valori del parametro k. Il caso 1) di cui sopra corrisponde a k = 0.

L'indice di affidabilità è stato calcolato sia tramite l'espressione 6.10, sia tramite la coppia di espressioni 6.10a e 6.10b riportate nella norma EN 1990.

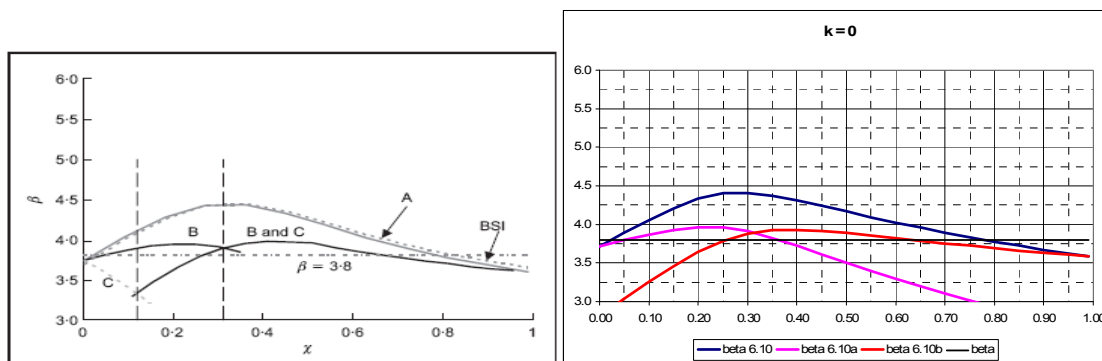
k=0
6.0
5.5
5.0
4.5
4.0
3.5
3.0
0.00 0.10 0.20 0.30 0.40 0.50 0.60 0.70 0.80 0.90 1.00
beta 6.10
beta 6.10a
beta 6.10b
beta

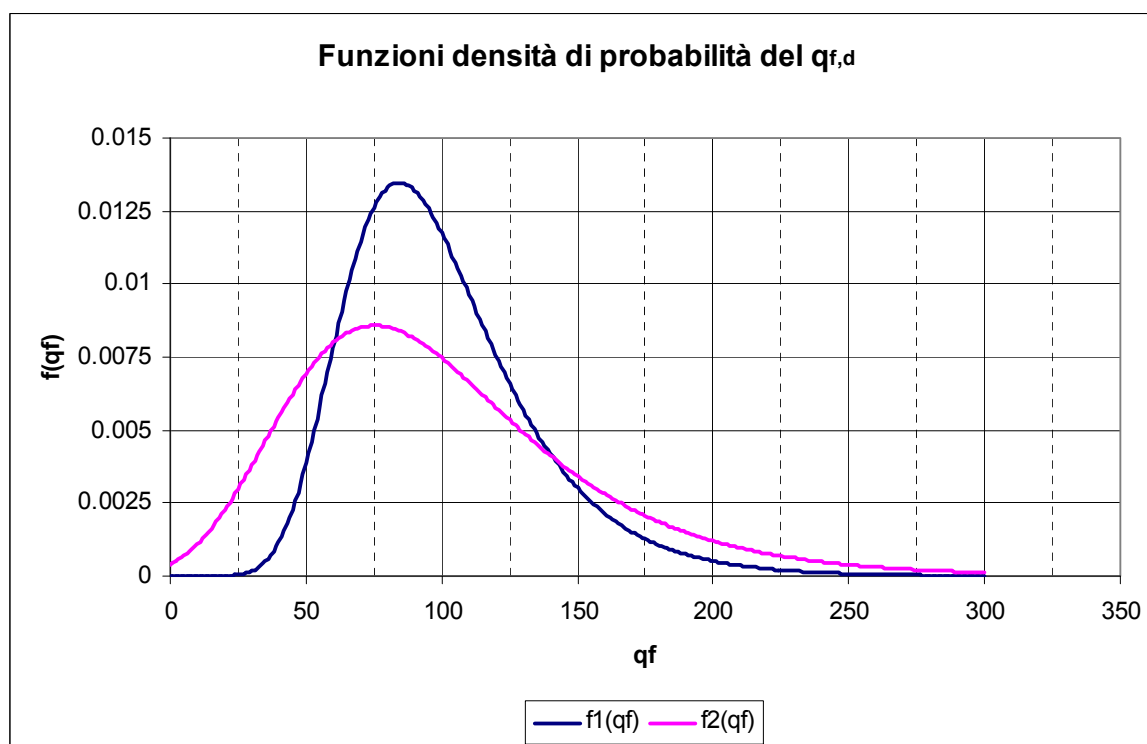
k=0.25
6.0
5.5
5.0
4.5
4.0
3.5
3.0
0.00 0.10 0.20 0.30 0.40 0.50 0.60 0.70 0.80 0.90 1.00
beta 6.10
beta 6.10a
beta 6.10b
beta

k=0.5
6.0
5.5
5.0
4.5
4.0
3.5
3.0
0.00 0.10 0.20 0.30 0.40 0.50 0.60 0.70 0.80 0.90 1.00
beta 6.10
beta 6.10a
beta 6.10b
beta

Come si può osservare, utilizzando l'espressione 6.10 si ottiene quasi in tutta la gamma analizzata del fattore di carico una progettazione conservativa in cui l'indice di affidabilità risluta notevolmente superiore al 3,8 suggerito dalla normativa per costruzioni di classe di conseguenza pari a 2.

Per k = 0 la coppia di espressioni 6.10a e 6.10b fornisce un valore di β acettabile mentre per altri valori di k, ed in particolar modo per k = 1, conduce a costruzioni eccessivamente conservative.

I risultati ottenuti con il metodo sopra esposto sono del tutto simili a quelli ottenuti da Gulvanessian e Holickỳ nell'articolo "Eurocodes: using reliability analysis to combine action effects", in cui la probabilità di collasso è stata calcolata applicando un algoritmo di integrazione numerica.

Il grafico seguente mostra un confronto tra quanto ottenuto utilizzando i due metodi.

4.5.2 Calibrazione dei coefficienti nel caso generale e in caso d'incendio

Il carico d'incendio specifico risulta una variabile fondamentale anche quando sia richiesta la determinazione dell'affidabilità in caso d'incendio delle strutture costituenti il compartimento. In questo contesto viene esplicitata la natura aleatoria della variabile q_f alla quale viene assegnata una distribuzione tipo Gumbel (si faccia riferimento, ad esempio alla tabella E.4 della già citata EN 1991-1-12), come quelle rappresentate nella figura sotto riportata.

La distribuzione di Gumbel rappresenta l'andamento dei valori di picco della variabile q_f nel periodo di riferimento.

Nel testo "Handbook 5 – Design of buildings for the fire situation", una guida ai principi dell'affidabilità strutturale in caso d'incendio, sviluppata grazie al "Leonardo da Vinci

pilot project", viene riportata una procedura volta alla determinazione del valore del carico d'incendio di progetto $q_{f,d}$ sulla base di considerazioni di affidabilità strutturale; inoltre, nel testo citato, vengono proposte delle procedure semplificate che consentono di esprimere il $q_{f,d}$ come prodotto del $q_{f,k}$ per un coefficiente parziale di sicurezza, in maniera del tutto simile alle altre grandezze di progetto. In altre parole, viene determinato γ_{qf} in maniera tale che valga la seguente relazione $q_{f,d} = \gamma_{qf} \cdot q_{f,k}$.

Infine, tramite un ulteriore procedimento di calibrazione è possibile quantificare il contributo al coefficiente γ_{qf} di misure di protezione (presenza di impianti di spegnimento, di squadra aziendale di lotta antincendi,…), derivando l'espressione $q_{f,d} = m \cdot \delta_{q1} \cdot \delta_{q2} \cdot \delta_n \cdot q_{f,k}$, quasi uguale a quella utilizzata nel DM 9 marzo 2007.

4.5.3 Determinazione del coefficiente parziale di sicurezza per il $q_{f,d}$

Si voglia analizzare la sicurezza strutturale di una trave di acciaio in caso di incendio. Lo stato limite a flessione può essere descritto come segue:

$$M_{fi,R} - M_{fi,S} \geq 0 .$$

In generale, le grandezze coinvolte, e quindi anche la funzione prestazione, può essere espressa come $g\left(G;Q;R_{fi};A_m/V;L;A_{fl}/A_{tot};b;O;q_{floor};\kappa_1\right) \geq 0$, dove:

- G è il peso proprio
- Q è il carico variabile
- R_{fi} è la resistenza a flessione della trave in funzione della temperatura
- $A_{m/V}$ è il fattore di sezione della trave
- L è la luce della trave
- A_{fl}/A_{tot} è il rapporto tra la superficie in pianta e la superficie totale del compartimento
- $b = \sqrt{\rho \cdot c \cdot \lambda}$ è la caratteristica termica delle pareti del compartimento
- O è il coefficiente di ventilazione del compartimento
- q_{floor} è il carico d'incendio rapportato all'area della superficie in pianta del compartimento
- κ_1 è il coefficiente di adattamento per una temperatura non uniforme nella sezione trasversale

Nell'Handbook 5 viene presentata un'analisi semplificata in cui si considera un particolare compartimento, eliminando pertanto la dipendenza della funzione g dalle variabili A_m/V,

A_{fi}/A_{tot}, b e O; le uniche variabili rimangono quindi G, Q, R_{fi} e q_{floor}. Tale analisi è una semplificazione di quella riportata nel documento "Influence of active fire protection on the safety level and its consequences on the design of structural members" di J. B. Schleich, ETZH, 01.09.98.

Si consideri la struttura schematizzata nella figura seguente.

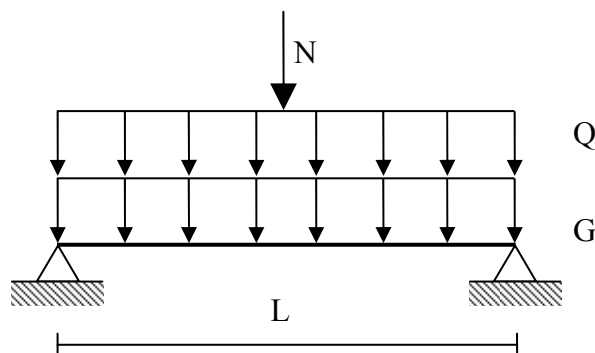



Figura 4-10: Trave di acciaio in semplice appoggio caricata dal peso proprio *G* di un solaio in cemento armato, il carico variabile *Q* relativo al solaio ed un carico di neve *N* concentrato

La combinazione delle azioni per la progettazione in caso di incendio, fornisce (scegliendo ψ_1 =0,5 per il coefficiente di combinazione dell'azione variabile dominante e ψ_2 =0 per l'altra) la seguente espressione:

$$M_{fi,S} = \left(G + \psi_1 \cdot Q\right) L^2 / 8 + \psi_2 NL / 4 = \left(G + 0,5Q\right) L^2 / 8 .$$

Secondo la norma EN 1993-1-2, il momento resistente in caso di incendio è pari a:

$$M_{fi,R} = \left(k_{y,\theta \max}\right) M_R / \kappa_1 \text{, dove}$$

- $k_{y,\theta max}$ è il coefficiente di riduzione del punto di snervamento per la temperatura dell'acciaio θ_{max}, avente espressione $k_{y,\theta} = 1,009 / \left(1 + e^{0,02556(\theta - 482)}\right)^{0,2609}$.
- κ_1 = 0,7 secondo la EN 1993-1-2, per una trave che sostiene in solaio in cemento armato e riscaldata dal basso.

Si consideri inoltre un compartimento antincendio avente le seguenti caratteristiche:

- A_{floor} = 10 x 20 = 200 m^2
- H = 4 m, altezza del compartimento
- A_{tot} = 2 x 200 + 4 x 60 = 640 m^2
- h = 1,64 m, altezza delle aperture
- A_v = 50 m^2, area della superficie delle aperture,

dalle quali si possono calcolare:

- $A_{fl}/A_{tot} = 0,325$ e
- $O = A_v \sqrt{h} / A_t = 0,10\ m^{1/2}$.

Supponiamo inoltre che $b = 1500 \quad J / m^2 s^{1/2} K$.

Scegliendo un profilo non protetto IPE A 550, con f_y = 235 N/mm^2, esposto su tre lati, si ottengono A_m / V = 143 m^{-1} e W_{pl} = 2475 cm^3.

Utilizzando i dati sinora selezionati, sono state fatte delle simulazioni utilizzando il software OZONE che hanno consentito di determinare la massima temperatura raggiunta nella trave in funzione del carico d'incendio specifico, relazione espressa tramite l'equazione:

$$\theta_{\max}^{STEEL} = \frac{39}{1,6e+7} q_f^3 - \frac{371}{8e+4} q_f^2 + \frac{647}{200} q_f + 20 .$$

Pertanto, la funzione di stato limite può essere espressa come:

$$g = -\left(G + 0,5Q\right) L^2 / 8 + \left(R / 0,7\right) \cdot \left[1,009 \Big/ \left[1 + e^{0,02556\left(\frac{39}{1,6e+7} q^3 - \frac{371}{8e+4} q^2 + \frac{647}{2000} q - 462\right)} \right]^{0,2609} \right] .$$

Le caratteristiche delle variabili sono riportate nella tabella seguente.

Variabile X	**Tipo di distribuzione**	X_k	m_k	σ_x	V_x	**Unità**
G	N	15 50%	15	1,5	0,1	kN/m
Q	GL	10 95%	6,41	1,92	0,3	kN/m
R	LN	581,6 5%	631,5	31,6	0,05	kNm
L	D	10,5	10,5	/	/	M
q_{floor}	GL	200 80%	164,4	49,3	0,3	MJ
		250	205,5	61,7		
		300	246,6	74		
		400	329	99		
		500	411	123,3		

A partire da quanto finora descritto, è stata effettuata un'analisi affidabilistica finalizzata alla determinazione della probabilità di collasso della struttura in oggetto in funzione del carico d'incendio caratteristico considerato.

Tale analisi ha consentito di determinare che tale probabilità p_{ffi}, ovvero la probabilità di collasso (*failure*) in caso d'incendio (*fire*), assume il valore:

- $p_{ffi} = 0{,}0069$ per $q_{f,k} = 200$ MJ/m^2
- $p_{ffi} = 0{,}702$ per $q_{f,k} = 500$ MJ/m^2.

La massima probabilità di collasso ammissibile per una determinata classe di costruzioni è fissata dalla EN 1990 al valore $p_{f,55}$ = 7,23e-5, tale probabilità può essere espressa nella forma:

$$p_{f,55} = p_{fi,55} \cdot p_{ffi} \leq 7{,}23\text{e-}5$$

dove con $p_{fi,55}$ si è indicata la probabilità che si sviluppi un incendio generalizzato nel compartimento durante la sua vita utile (fissata in 55 anni); questa probabilità dipende dalla dimensione del compartimento, dal tipo di attività, dall'abilità degli occupanti e del servizio pubblico antincendi nello spegnere l'incendio prima del punto di *flashover* ma anche dalla presenza e dalla qualità di eventuali sistemi di protezione attiva antincendio. Questi ultimi fattori, tuttavia, possono essere quantificati solo sulla base di misurazioni statistiche. Nel citato lavoro di Schleich dal quale si sta prendendo spunto per queste considerazioni, i dati utilizzati sono quelli riportati in:

- Fontana M., Fetz C.; Natural fire safety concepts, Part 4 – Statistics. ECSC Research 7210-SA/522, 9.9.1998.
- Fontana M., Favre J.P., Fetz C.; A survey of 40000 building fires in Switzerland. Fire Safety Journal 32 (1999) p. 137-158.

Naturalmente, utilizzando dati relativi alla realtà italiana, sarebbe possibile calibrare in maniera più efficace ed efficiente il coefficiente di sicurezza da adottare per il carico d'incendio specifico.

Il valore di $p_{fi,55}$ può essere pertanto espresso come:

$$p_{fi,55} = \left(p_{fi,55}^{IGNITION}\right) \cdot \left(p_f^{OC} \cdot p_f^{PS} \cdot p_f^{SP}\right)$$

Per un compartimento di un edificio pubblico o adibito ad uffici, le fonti citate forniscono:

- $p_{fi,55}^{IGNITION} = (10 \cdot 10^{-6}\ /\text{m}^2 \cdot \text{anno}) \cdot (200\ \text{m}^2) \cdot (55\ \text{anni}) = 0{,}11$

- p_f^{OC} = 0,40 probabilità che gli occupanti non riescano ad estinguere l'incendio
- p_f^{PS} = 0,05 a 0,10 probabilità che il servizio pubblico antincendio non riesca ad estinguere l'incendio
- p_f^{SP} = 0,02 a 0,05 probabilità che gli impianti di spegnimento automatico non riescano ad estinguere l'incendio[4].

La massima probabilità che si sviluppi un incendio generalizzato nel compartimento risulta pertanto pari a $p_{fi,55}$ = 0,0044, in assenza di impianto di spegnimento automatico, e pari a $8,8{\cdot}10^{-5}$, in caso di presenza dello stesso, si può quindi calcolare nel primo caso $p_{ffi} \leq \dfrac{7,23 \cdot 10^{-5}}{p_{fi,55}} = 0,0164 = p_{ffi}^{LIM}$ e nel secondo $p_{ffi} \leq \dfrac{7,23 \cdot 10^{-5}}{p_{fi,55}} = 0,822 = p_{ffi}^{LIM}$

La tabella seguente sintetizza quanto appena affermato.

Edificio ad uso uffici con A_f = 200 m²	**Intervento degli occupanti e del servizio pubblico antincendi**	
	Assenza di impianti automatici di spegnimento	Presenza di impianti automatici di spegnimento
$p_{fi,55}$	$4,4{\cdot}10^{-3}$	$8,8{\cdot}10^{-5}$
p_{ffi}^{LIM}	0,0164	0,822

Confrontando i valori di p_{ffi}^{LIM} riportati in tabella, con quelli determinati tramite l'analisi affidabilistica discussa in precedenza, è possibile determinare il valore limite del $q_{f,k}$ che consente di non avere il collasso della trave di acciaio non protetta dell'esempio in parola.

[4] Il valore 0,05 corrisponde ad un impianto di spegnimento non conforme alle prescrizioni, pertanto per tale misura di protezione si adotta il valore 0,02

Edificio ad uso uffici $A_f = 200\ m^2$		**Intervento degli occupanti e del servizio pubblico antincendi**	
		Assenza imp. Spegnim.	Presenza imp. Spegnim.
p_{ffi}^{LIM}		0,0164	0,822
TRAVE NON PROTETTA	$q_{f,k}$ [MJ/m²]	p_{ffi} risultante da analisi affidabilistica	
IPEA550	/	/	/
	200	0,0069	Id.
L = 10,5 m	250	0,0382	Id.
K_1 = 0,7	300	0,115	0,115
	400	0,402	0,402
	500	0,702	0,702

Si può pertanto concludere che la trave di acciaio non protetta è sufficientemente sicura in caso di incendio:

- se $q_{f,k} \leq 200$ MJ/m² in assenza di impianto di spegnimento automatico e
- se $q_{f,k} \leq 500$ MJ/m² in presenza di impianto di spegnimento automatico.

4.5.4 Calibrazione semi-probabilistica del coeff. di sicurezza relativo al $q_{f,d}$

L'approccio in parola si inquadra nella procedura prestazionale di "livello 1" di cui alla EN 1990, dove l'approccio probabilistico consente di utilizzare la probabilità obiettivo ottenuta attraverso considerazioni affidabilistiche. In maniera simile a quanto fatto per le altre grandezze coinvolte nel dimensionamento, al fine di determinare il valore del carico d'incendio specifico di progetto, è necessario moltiplicare il valore del carico d'incendio specifico caratteristico per un coefficiente parziale di sicurezza, cioè:

$$q_{f,d} = \gamma_{qf} \cdot q_{f,k}$$

La calibrazione di tale coefficiente parziale di sicurezza viene di seguito effettuata per la probabilità di collasso obiettivo di $p_{t,55} = 7{,}23 \cdot 10^{-5}$.

Ciò implica che in caso d'incendio:

$p_{f,55}$ (probabilità di collasso) = $p_{fi,55}$ (prob. di incendio generalizzato) ·

p_{ffi} (prob. di collasso in caso d'incendio)

e pertanto

$$p_{f,55} = p_{fi,55} \cdot p_{ffi} \leq p_{t,55} = 7{,}23 \cdot 10^{-5}.$$

Ciò consente di determinare la probabilità di collasso in caso d'incendio come

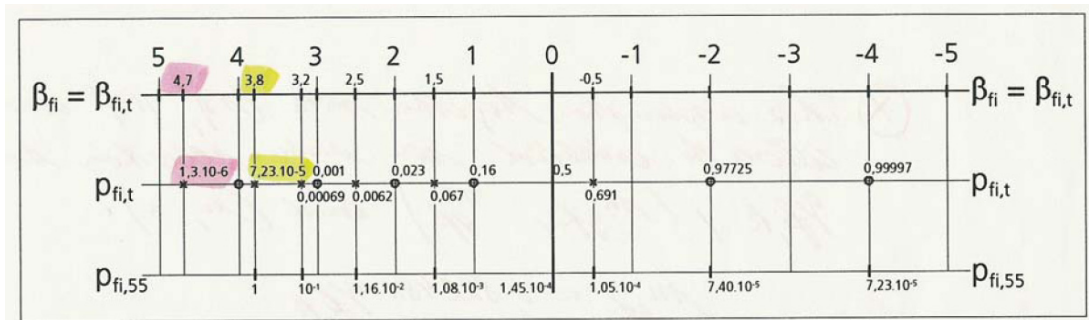
$$p_{ffi} \leq \frac{p_{t,55}}{p_{fi,55}} = p_{fi,t}$$

che rappresenta la probabilità obiettivo di collasso in caso d'incendio.

Dal punto di vista degli indici di affidabilità ciò implica che $\beta_{fi} \geq \beta_{fi,t}$.

Si assume che p_{ffi} segue una distribuzione gaussiana e pertanto il corrispondente indice di affidabilità β_{fi} è fornito dall'inversa della distribuzione normale cumulata. Pertanto, nell'ipotesi di una progettazione "perfetta", ovvero tale per cui $p_{ffi} = p_{fi,t}$ si ottiene:

$$\beta_{fi} = \beta_{fi,t} = -\Phi^{-1}\left(p_{fi,t}\right) = -\Phi^{-1}\left(7{,}23 \cdot 10^{-5} / p_{fi,55}\right).$$

La precedente espressione consente di definire un interessante legame tra $p_{fi,55}$, $p_{fi,t}$ e $\beta_{fi,t}$ = β_{fi}, mostrato nella figura seguente, tratta dal già citato lavoro di Schleich.

In particolare, si può osservare come imponendo una $\beta_{fi,t}$ pari a 3,8 cui corrisponde un valore di $p_{fi,t}$ pari a 7,23e-5, corrisponde una $p_{fi,55}$ pari all'unità. Questo significa che, richiedendo un indice di affidabilità in caso d'incendio pari a quello relativo alla intera vita utile dell'opera, è ammissibile il verificarsi certo dell'incendio durante la vita dell'opera stessa, in quanto l'affidabilità obiettivo resterebbe comunque garantita. Chiaramente, quella appena descritta è una condizione limite, in realtà, la $p_{fi,55}$ sarà inferiore all'unità, pertanto l'indice di affidabilità da richiedere in caso d'incendio sarà inferiore a 3,8.

A titolo di esempio, si consideri un compartimento per cui $p_{fi,55}$ = 1,08e-3, questo significa che la probabilità di collasso in caso d'incendio massima ammissibile affinché l'affidabilità dell'opera sia uguale al valore obiettivo di 7,23e-5, è pari a 7,23e-5 / 1,08e-3 = 0,067 a cui corrisponde un indice di affidabilità di 1,5.

I risultati del lavoro "Conception & Exécution des Structures. Cours 2^{me} Construction, Faculté des Sciences Appliquées", Università di Liegi, 1999 p. 2.9/17 a 35, di J.B. Schleich, basato su un approccio probabilistico, hanno mostrato come il coefficiente di influenza dell'azione principale a temperatura ambiente, venga fortemente ridotto in caso d'incendio e pertanto esso può essere considerato come un'azione secondaria, mentre il carico d'incendio diviene un'azione primaria. Pertanto si può definire un coefficiente parziale di sicurezza tale che

$$q_{f,d} = \gamma_q q_{f,k}$$

Inoltre i citati calcoli hanno mostrato che l'assunzione pari a -0,7 per il coefficiente di influenza dell'azione principale debba essere modificato assegnandogli il valore -0,9.

In base a dati di letteratura, la distribuzione statistica che meglio descrive il carico d'incendio specifico è la Gumbel di tipo I con un COV (coefficiente di variazione) pari a 0,3 e un frattile 80 % per il carico d'incendio caratteristico $q_{f,k}$. Inoltre, per tenere conto delle incertezze del modello, è stato considerato un coefficiente di sicurezza γ_{sd} = 1,05, nel calcolare il carico d'incendio di progetto.

Considerando quindi che, per la distribuzione scelta vale

$$\frac{X_d}{\gamma_{sd}} = u - a^{-1}\ln\left[-\ln\Phi\left(-\alpha_x\beta\right)\right], \text{ con } u = m_x - \frac{0,577216}{a} \text{ e } a = \frac{\pi}{\sigma_x\sqrt{6}}$$

si ottiene

$$q_{f,d} = \gamma_{sd}\left\{u - a^{-1}\ln\left[-\ln\Phi\left(-\alpha_{qf}\beta_{fi}\right)\right]\right\}$$

dove,

- $m_x = m_{qf}$ valore medio del carico d'incendio
- $\sigma_x = \sigma_{qf}$ deviazione standard del carico d'incendio
- Φ è la distribuzione normale standard cumulata
- α_{qf} è il coefficiente di influenza del carico d'incendio specifico
- β_{fi} è l'indice di affidabilità relativo a p_{ffi}

L'espressione precedente, assumendo $\sigma_{qf} = m_{qf} \cdot V_{qf}$, diviene:

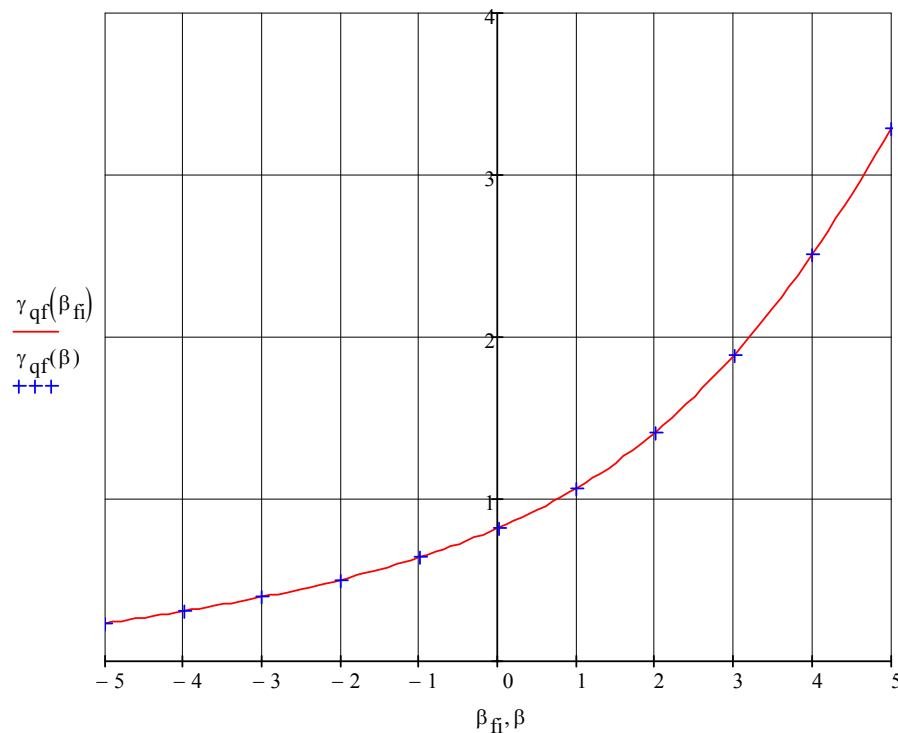
$$q_{f,d} = \gamma_{sd} \cdot m_{qf} \left\{ 1 - \left(\frac{V_{qf}\sqrt{6}}{\pi} \right) \left(0,577216 + \ln\left[-\ln \Phi\left(0,9\beta_{fi} \right) \right] \right) \right\}.$$

Una formula simile consente di calcolare il valore al frattile 80% del carico d'incendio specifico, cioè per cui $\Phi(-\beta_k) = 0,8$. Tale espressione è

$$q_{f,k} = u - a^{-1} \ln\left[-\ln \Phi(-\beta_k) \right] = m_{qf} \left\{ 1 - \frac{V_{qf}\sqrt{6}}{\pi} \left(0,577216 + \ln\left[-\ln 0,8 \right] \right) \right\}.$$

Il coefficiente di sicurezza parziale per il carico d'incendio, assumendo V_{qf} = 0,3 e γ_{sd} = 1,05 è fornito quindi dall'espressione

$$\gamma_{qf} = \frac{q_{f,d}}{q_{f,k}} = 0,863605\left\{ 1 - 0,233909\left(0,577216 + \ln\left[-\ln \Phi\left(0,9\beta_{fi} \right) \right] \right) \right\}.$$

L'andamento dell'espressione di cui sopra è rappresentato nella figura seguente.

Utilizzando la figura appena mostrata, insieme con quella precedente, a partire dalla probabilità $p_{fi,55}$ che si verifichi un incendio generalizzato all'interno di un compartimento durante la vita utile di un'opera (dipendente dalle dimensioni, dal tipo di attività e dalle misure di protezione attiva previste), è possibile determinare il coefficiente γ_{qf} per cui occorre moltiplicare il valore caratteristico del carico d'incendio specifico in modo da ottenerne il valore di progetto.

La determinazione della probabilità $p_{fi,55}$ che si verifichi un incendio generalizzato può essere effettuata sulla base dei lavori:

- Schleich J.B.; Influence of active fire protection on the safety level & its consequence on the design of structural members. "Abschlussarbeit Nachdiplomkurs Risiko & Sicherheit", ETHZ, Zuerich 1.09.1998
- Fontana et Al.
- Schleich J.B., Cajot L.G.; Natural fire safety concepts. ECSC Research 7210-SA/522 etc., B-D-E-F-I-L-NL-UK & ECCS, 1994-98, Final Report EUR 20360EN, 2002.

Nell'Handbook 5 già citato, sono presenti alcune tabelle in cui, in funzione dell'area della superficie in pianta lorda di un compartimento e della presenza di varie misure di protezione attiva, viene determinata la probabilità che si verifichi un incendio generalizzato. In particolare la formula utilizzata è:

$$p_{fi,55} = \left(p_{fi,55}^{IGNITION}\right)\cdot\left(p_f^{OCC}\cdot p_f^{PS}\right) = \left(10\cdot 10^{-6}/m^2\cdot anno\right)\cdot\left(55\ anni\right)\cdot\left(0{,}40\cdot 0{,}10\right) =$$
$$= 2{,}2\cdot 10^{-5}\quad per\quad m^2$$

Le misure di protezione presenti considerate sono le seguenti:

- Presenza di impianto sprinkler
- Rilevatori di calore
- Rilevatori di fumo
- Squadra antincendi aziendale

Sono state inoltre considerate varie combinazioni delle misure sopra elencate, ad esempio la presenza contemporanea di un impianto Sprinkler e di un rilevatore di fumo con trasmissione automatica di allarme.

4.5.5 Differenziazione e calibrazione dei coefficienti parziali

Tramite la procedura in parola, denominata di "Livello 2" è possibile calcolare i coefficienti parziali di sicurezza relativi a singoli fattori per cui moltiplicare il carico d'incendio specifico caratteristico per ottenere quello di progetto; tali fattori sono δ_{q1}, δ_{q2} e δ_n.

4.5.5.1 Pericolo di innesco in relazione alla dimensione del compartimento

La definizione del coefficiente δ_{q1} si basa sulla seguente equazione che fornisce il rischio di innesco in funzione della dimensione del compartimento per un edificio ad uso uffici

$p_{fi,55} = 2{,}2 \cdot 10^{-5}$ per m^2 di area della superficie in pianta del compartimento

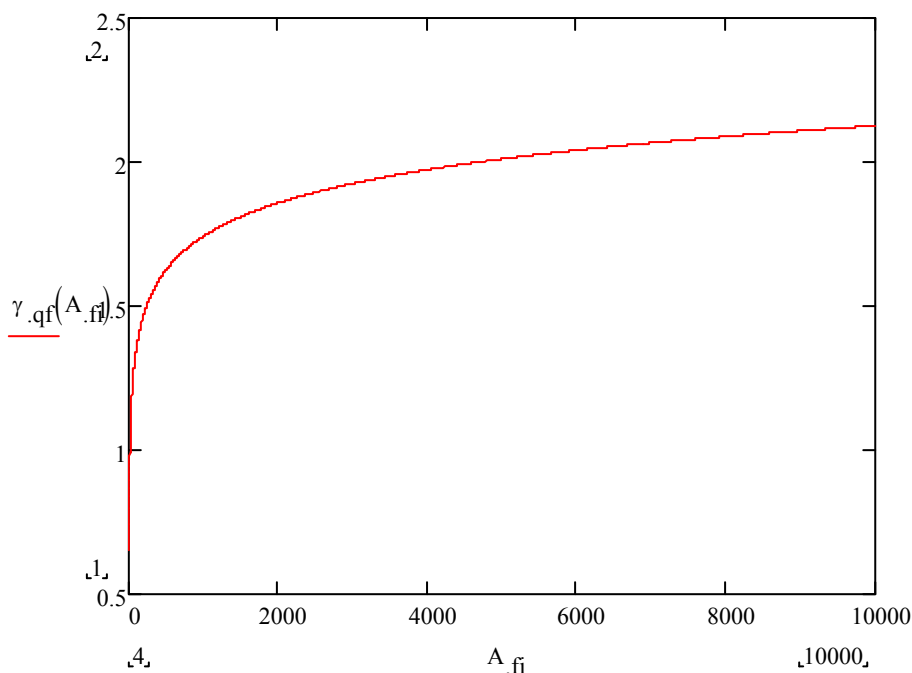
Ad esempio, per un edificio avente un'area della superficie in pianta di A_{fi} = 25 m^2 si ottiene

$$p_{ffi} \leq (p_{t,55} / p_{fi,55}) = (7{,}23 \cdot 10^{-5}) / (25 \cdot 2{,}2 \cdot 10^{-5}) = 0{,}131$$

Da questo valore è possibile passare al corrispondente indice di affidabilità in caso di incendio, in base a quanto detto in precedenza, ottenendo quindi β_{fi} = 1,12 a cui corrisponde un coefficiente parziale $\gamma_{qf} \equiv \delta_{q1} = 1{,}1$.

Ripetendo la presente procedura per diversi valori della superficie in pianta lorda, è possibile completare la tabella seguente:

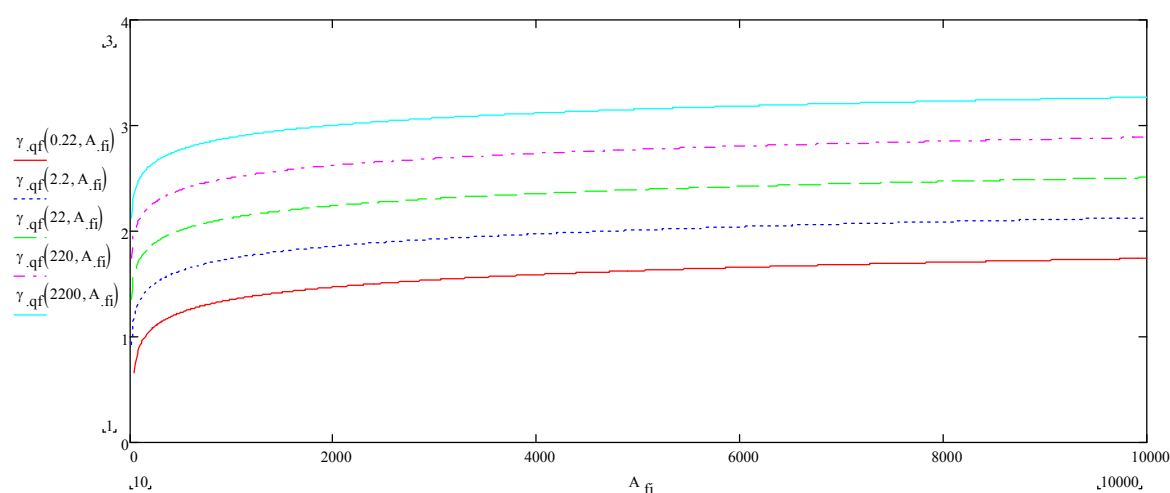
A_{fi} [m^2]	**$p_{fi,55}$**	**$p_{t,55}/p_{fi,55}$**	**β_{fi}**	**δ_{q1}**
25	$5{,}5 \cdot 10^{-4}$	0,13145	1,12	**1,10**
100	$2{,}2 \cdot 10^{-3}$	0,03286	1,84	**1,35**
250	$5{,}5 \cdot 10^{-3}$	0,01315	2,22	**1,51**
1000	$2{,}2 \cdot 10^{-2}$	0,00328	2,72	**1,74**
2500	$5{,}5 \cdot 10^{-2}$	0,00131	3,01	**1,90**
5000	$11 \cdot 10^{-2}$	0,00066	3,21	**2,01**
7000	$15{,}4 \cdot 10^{-2}$	0,00047	3,31	**2,07**
10000	$22 \cdot 10^{-2}$	0,00033	3,41	**2,13**

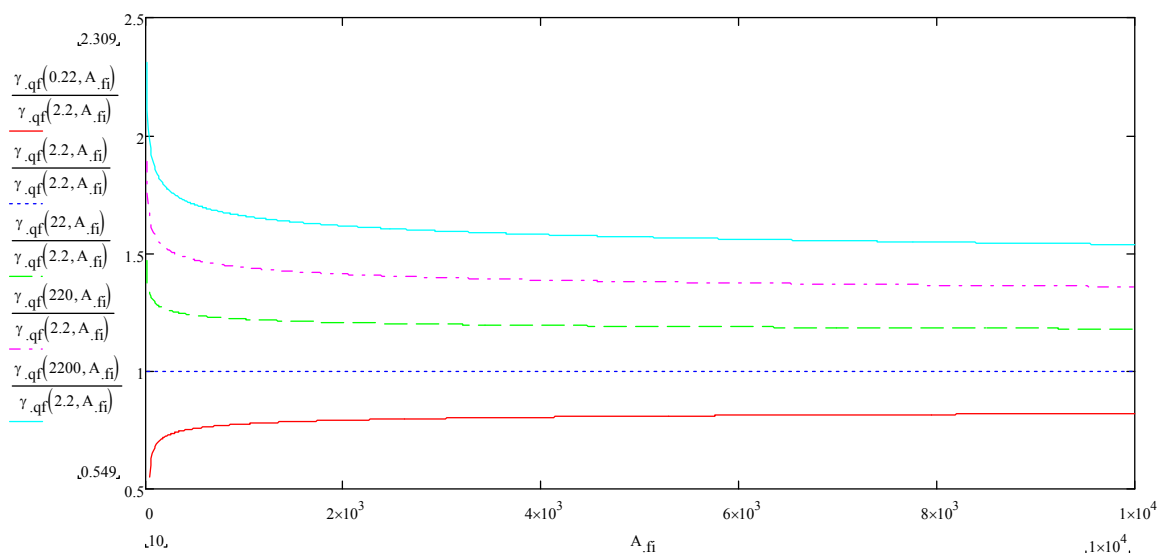
L'andamento del coefficiente δ_{q1} in funzione di A_{fi} è inoltre riportato nel grafico seguente.

4.5.5.2 Pericolo di innesco in relazione all'attività

Il calcolo precedentemente effettuato era basato sull'ipotesi che la probabilità di avere un incendio generalizzato nella vita utile di 55 anni e per m^2 di area della superficie in pianta pari a $2{,}2 \cdot 10^{-5}$, valore corrispondente ad un edificio adibito ad uffici. È ovvio che vi sono attività per cui tale rischio e maggiore ed altre per cui esso è minore. Ad esempio, come riportato nei documenti già citati al paragrafo precedente, gli edifici di "Categoria 2", come alberghi, scuole o uffici sono soggetti al rischio che si verifichi un principio d'incendio 10 volte superiore a quelli di "Categoria 1", musei, gallerie d'arte, ecc. e 10 volte inferiore a quelli di "Categoria 3". La tabella seguente riassume quanto detto, introducendo inoltre altre categorie di rischio.

Tipo di edificio Attività	**Pericolo di innesco**	$p_{fi,55}$ ***in*** **[10^{-5} / m^2]**	$\frac{\left(p_{fi,55}^{CATi}\right)}{\left(p_{fi,55}^{CAT2}\right)}$
Musei, Gallerie d'arte CAT 1	Basso	0,22	**10^{-1}**
Alberghi, scuole, uffici CAT2	Medio	2,2	**1**
Lavorazioni con macchinari CAT3	Alto	22	**10**

Laboratorio di verniciatura / chimico CAT4	Molto alto	220	**100**
Fabbrico di vernici / fuochi d'artificio	Eccezionalmente alto	2200	**1000**

Utilizzando i dati della tabella, si possono calcolare i coefficienti γ_{qf} per le cinque categorie di rischio. Essi sono mostrati nella figura seguente.

Per ciascuna categoria di rischio, pertanto è possibile calcolare un ulteriore coefficiente parziale di sicurezza δ_{q2}, definito come il rapporto tra il coefficiente γ_{qf} corrispondente ad una particolare categoria ed il coefficiente parziale δ_{q1} discusso al paragrafo precedente. In altre parole:

$$\delta_{q2}\left(p_{fi,55}^{CATi}\right)=\frac{\gamma_{qf}\,(p_{fi,55}^{CATi})}{\gamma_{qf}\,(p_{fi,55}^{CAT2})}=\frac{\gamma_{qf}\,(p_{fi,55}^{CATi})}{\delta_{q1}}$$

La figura precedente mostra come la dipendenza di δ_{q2} dalla dimensione del compartimento sia molto meno accentuata rispetto alla dipendenza dalla categoria di rischio (le curve sono all'incirca orizzontali dopo un primo tratto). Pertanto, si può considerare il coefficiente δ_{q2} costante e pari al valore che esso assume in corrispondenza di A_{fi} = 1000 m^2, come mostrato nella tabella seguente.

Coefficiente parziale δ_{q2} Tipologia di edificio Attività	Area del compartimento A_{fi} [m²]			
	100	200	1000	10000
Museo, Galleria d'arte CAT1	0,68	0,72	0,78	0,82
Albergo, Scuola, Ufficio CAT2	1	1	1	1
Lavorazioni con macchinari CAT3	1,29	1,26	1,22	1,18
Laboratorio di verniciatura / chimico CAT4	1,57	1,52	1,44	1,36
Fabbrica di vernici / fuochi d'artificio	1,85	1,78	1,66	1,70

4.5.5.3 Influenza dei sistemi di protezione attiva

L'influenza dei sistemi di protezione attiva può essere quantificata nello stesso modo. Ciascuna misura riduce la probabilità che un principio di incendio si sviluppi e dia luogo a flashover. Pertanto, la probabilità che si verifichi un incendio grave in presenza di misure di protezione attiva è data dal prodotto tra la probabilità $p_{fi,55}$, in assenza di misure di protezione attiva, per le diverse probabilità di insuccesso delle misure di protezione attiva nello spegnere l'incendio:

$$p_{fi,55} = \left[\left(p_{fi,55}^{INNESCO}\right)\cdot\left(p_f^{OC}\cdot p_f^{PS}\right)\right]\cdot\left[\prod p_f^{misure-attive}\right].$$

Secondo quanto affermato nelle fonti di letteratura precedentemente citate, le probabilità di insuccesso delle varie misure di protezione attiva possono essere assunte pari a quelle riportate nella tabella seguente.

Misura di protezione attiva	Probabilità di insuccesso nell'estinguere il principio di incendio
Sistema automatico di estinzione ad acqua	0,02
Sistema automatico di estinzione ad acqua con 1 fonte di accumulo indipendente	0,01

Sistema automatico di estinzione ad acqua con 2 fonti di accumulo indipendenti	0,005
Sistema automatico di rilevazione di calore e relativo allarme	0,25
Sistema automatico di rilevazione di fumo e relativo allarme	0,0625
Trasmissione di allarme automatica ai VV.F.	0,25
Spegnimento manuale dell'incendio da parte della squadra aziendale di lotta antincendi	0,02
Spegnimento manuale dell'incendio da parte dei VVF	0,1

I coefficienti δ_{ni} relativi alle diverse misure di protezione attiva possono essere determinati come segue:

$$[\delta_{ni}]^{misura-attiva} = [\gamma_{qf}]^{con-misura-attiva} / [\gamma_{qf}]^{senza-misura-attiva}$$

Il seguente esempio illustra tale metodologia per un compartimento di area A_{fi} = 1000 m^2 di un edificio ad uso uffici con e senza un impianto sprinkler.

$p_{fi,55} = 2,2 \cdot 10^{-5} \cdot 1000 = 2,2 \cdot 10^{-2}$

$\beta_{fi} = \Phi^{-1}(7,23 \cdot 10^{-5} / 2,2 \cdot 10^{-2}) = \Phi^{-1}(3,29 \cdot 10^{-3}) = 2,718.$

Pertanto:

$$[\gamma_{qf}]^{senza-misura-attiva} = 0,863605\{1 - 0,233909(0,577216 + \ln[-\ln\Phi(0,9 \cdot 2,718)])\} = 1,74.$$

Se invece si considera la presenza di un impianto tipo sprinkler:

$p_f^{SP} = 0,02$

$P_{fi,55} = 2,2 \cdot 10^{-2} \cdot 0,02 = 4,4 \cdot 10^{-4}$

$\beta_{fi} = \Phi^{-1}(7,23 \cdot 10^{-5} / 4,4 \cdot 10^{-2}) = \Phi^{-1}(1,643 \cdot 10^{-1}) = 0,977.$

$$[\gamma_{qf}]^{con-sprinkler} = 0,863605\{1 - 0,233909(0,577216 + \ln[-\ln\Phi(0,9 \cdot 0,977)])\} = 1,062$$

Il coefficiente δ_{ni} relativo all'impianto sprinkler risulta pertanto:

$$[\delta_{n1}]^{sprinkler} = [\gamma_{qf}]^{con-sprinkler} / [\gamma_{qf}]^{senza-misura-attiva} = 1{,}062 / 1{,}74 = 0{,}61.$$

Tramite questa procedura è possibile calcolare i coefficienti relativi a ciascuna misura di protezione attiva considerata per compartimenti di area variabile fino a 10000 m^2.

Anche in questo caso è possibile osservare come la variazione dei coefficienti δ_{ni} con la dimensione del compartimento sia significativa solo per compartimenti aventi area della superficie in pianta inferiore a 200 m^2. Per aree maggiori, tali fattori aumentano molto lentamente. Pertanto, ancora una volta si suggerisce di assumere il coefficiente in corrispondenza di un'area del compartimento pari a 1000 m^2.

In tal modo è possibile compilare la tabella seguente.

Coefficienti δ_{ni} per varie misure di protezione attiva	**Area del compartimento A_{fi} [m^2]**			
	200	**500**	**1000**	**10000**
Sistema automatico di estinzione ad acqua	0,44	0,57	0,61	0,69
Sistema automatico di estinzione ad acqua con 1 fonte di accumulo indipendente	0	0,46	0,53	0,64
Sistema automatico di estinzione ad acqua con 2 fonti di accumulo indipendenti	0	0	0,43	0,58
Sistema automatico di rilevazione di calore e relativo allarme	0,84	0,86	0,87	0,89
Sistema automatico di rilevazione di fumo e relativo allarme	0,66	0,70	0,73	0,78
Trasmissione di allarme automatica ai VV.F.	0,84	0,86	0,87	0,89
Spegnimento manuale dell'incendio da parte della squadra aziendale di lotta antincendi	0,44	0,57	0,61	0,69
Spegnimento manuale dell'incendio da parte dei VVF	0,72	0,76	0,78	0,82

Si suggerisce quindi di assumere il coefficiente δ_{q2} ed i coefficienti δ_{ni} corrispondenti ad un compartimento di area A_{fi} = 1000 m^2, dal momento che la dipendenza di tali coefficienti dall'area non è molto accentuata e i risultati derivanti appaiono cautelativi.

Il metodo qui presentato, chiamato di Livello 2, dà luogo a soluzioni progettuali meno economiche rispetto a quello di Livello 1, ma ha il grande vantaggio di una estrema semplicità di utilizzo dal momento che i coefficienti parziali utilizzati possono essere assunti direttamente dall'appendice E della EN 1991-1-2.

In definitiva, il carico d'incendio specifico di progetto può essere calcolato tramite la formula:

$$q_{f,d} = m \cdot \delta_{q1} \cdot \delta_{q21} \cdot \delta_n \cdot q_{f,k}$$

dove,

- m è il coefficiente di combustione
- δ_{q1} è il coefficiente parziale che tiene conto del rischio di innesco a fronte delle dimensioni del compartimento
- δ_{q2} è il coefficiente parziale che tiene conto del rischio di innesco a fronte del tipo di attività
- $\delta_n = \Pi\ \delta_{ni}$ è il prodotto dei singoli coefficienti relativi alle misure di protezione attiva
- $q_{f,k}$ è il valore caratteristico del carico d'incendio specifico

4.5.6 Il carico d'incendio e il D.M. 9 marzo 2007

4.5.6.1 Generalità

Come noto, il DM 9 marzo 2007 ha come oggetto la determinazione delle prestazioni di resistenza al fuoco delle costruzioni, nelle attività soggette al controllo del Corpo Nazionale dei Vigili del Fuoco, ad esclusione di quelle per le quali le prestazioni di resistenza al fuoco sono espressamente stabilite da specifiche regole tecniche di prevenzione incendi.

Il decreto, inoltre, definisce cinque diversi livelli di prestazione da richiedere alle costruzioni (Cfr. allegato, punto 3 "Richieste di prestazione"), dei quali il terzo può ritenersi adeguato per tutte le costruzioni rientranti nel suo campo di applicazione (eccetto quelle per le quali sono richiesti i livelli IV o V), mentre il secondo può ritenersi applicabile solo a determinate condizioni, per le quali si rimanda al punto 3.2 del decreto.

A questo punto è importante precisare che, mentre per il livello II di prestazione la classe di resistenza al fuoco[5] può assumere solo i valori 30 o 60 (in funzione del numero e delle caratteristiche dei suoi piani, cfr. allegato, punto 3.2.2), *per le costruzioni di livello III di prestazione, la classe di resistenza al fuoco è funzione del carico d'incendio specifico di progetto ($q_{f,d}$)*, come esplicitato nella tabella 4 dell'allegato al decreto.
Da quanto brevemente richiamato, risulta chiaro che il passo fondamentale per la determinazione della classe di resistenza al fuoco di una costruzione di livello III di prestazione è il calcolo del carico d'incendio specifico di progetto. Tale grandezza è così definita nel DM 9 marzo 2007: "Carico d'incendio specifico corretto in base ai parametri indicatori del rischio di incendio del compartimento e dei fattori relativi alle misure di protezione presenti."

4.5.6.2 Calcolo del carico d'incendio specifico di progetto

La formula riportata nel decreto per il calcolo del carico d'incendio specifico di progetto è la seguente:

$$q_{f,d} = \delta_{q1} \cdot \delta_{q2} \cdot \delta_n \cdot q_f \, , \qquad (1)$$

dove

- δ_{q1} è il fattore che tiene conto del rischio di incendio in relazione alla dimensione del compartimento,
- δ_{q2} è il fattore che tiene conto del rischio di incendio in relazione al tipo di attività svolta nel compartimento,
- $\delta_n = \prod_i \delta_{ni}$ è il fattore che tiene conto delle differenti misure di protezione e
- q_f è il valore nominale del carico d'incendio specifico.

Il DM 9 marzo 2007 definisce esplicitamente due diverse metodologie per il calcolo del q_f:

1. approccio "per materiale", che fa uso della formula riportata al punto 2 dell'allegato e
2. approccio "per attività", che consiste in una valutazione *statistica* del carico d'incendio per la specifica attività in esame.

[5] Intervallo di tempo espresso in minuti durante il quale il compartimento antincendio garantisce la capacità di compartimentazione.

A queste due metodologie se ne aggiunge una terza, che consiste in una semplificazione cautelativa della prima e denominata:

3. approccio "per arredo e/o merci in deposito".

Per ciascuno di questi tre diversi approcci viene sviluppato un semplice esempio applicativo finalizzato a chiarirne gli aspetti essenziali.

4.5.6.3 Esempio 1: Approccio "per materiale"

Secondo questa metodologia, il carico d'incendio specifico di progetto viene determinato secondo la formula (punto 2 dell'allegato al decreto):

$$q_f = \frac{\sum_{i=1}^{n} g_i \cdot H_i \cdot m_i \cdot \psi_i}{A} \qquad (2)$$

dove

- g_i massa dell'i-esimo materiale combustibile [kg],
- H_i potere calorifico *inferiore*[6] dell'i-esimo materiale combustibile [MJ/kg], determinabile o tramite prove sperimentali in accordo alla UNI EN ISO 1716:2002 o da letteratura tecnica,
- m_i fattore di partecipazione alla combustione dell'i-esimo materiale combustibile pari a 0,80 per il legno e altri materiali di natura cellulosica e 1,00 per tutti gli altri materiali combustibili,
- ψ_i fattore di limitazione della partecipazione alla combustione dell'i-esimo materiale combustibile pari a 0 per i materiali contenuti in contenitori appositamente progettati per resistere al fuoco; 0,85 per i materiali contenuti in contenitori non combustibili e non appositamente progettati per resistere al fuoco; 1 in tutti gli altri casi,
- A superficie in pianta lorda del compartimento.

Si consideri pertanto una falegnameria avente superficie in pianta lorda pari a 700 m^2, dotata di sistemi automatici di rivelazione, segnalazione e allarme antincendio, accessibile ai mezzi di soccorso VVF e contente i seguenti materiali nelle quantità (g_i) a fianco indicate:

- Legname impilato 35000 kg

[6] Si noti come, fra le altre cose, la "vecchia" Circolare 91 del '61, ormai abrogata dal DM 9 marzo 2007, richiedesse nel calcolo del q_f il potere calorifico *superiore*.

- Vernici e solventi vari in contenitori metallici 200 kg
- Plastica (arredi, materiale vario) 100 kg
- Polietilene 250 kg

A questo punto è necessario determinare il valore dei parametri H_i, m_i e ψ_i richiesti dalla formula.

La norma UNI EN 1991-1-2 “Basi di calcolo ed azioni sulle strutture – Azioni sulle strutture esposte al fuoco” riporta in Appendice il potere calorifico inferiore H_i di alcuni materiali fra cui quelli dell’esempio in studio, in particolare:

- Legno 17,5 MJ/kg[7]
- Plastica (poliuretano) 25 MJ/kg
- Polietilene 40 MJ/kg

Per quanto riguarda le vernici e solventi vari, è possibile risalire al potere calorifico superiore da valori di letteratura:

- Vernici e solventi vari 42,5 MJ/kg

[7] Il presente valore del potere calorifico inferiore del legno è stato confermato anche dalla Lettera Circolare del 28 marzo 2008, Prot. n. P414/4122 sott. 55 “DM 9 marzo 2007 – Prestazioni di resistenza al fuoco delle costruzioni nelle attività soggette al controllo del CNVVF. Chiarimenti ed indirizzi applicativi”.

Si può quindi costruire la seguente tabella:

Materiale	**H_i** ***[MJ/kg]***	**g_i** ***[kg]***	**m_i**	**ψ_i**[8]	$H_i \cdot g_i \cdot m_i \cdot \psi_i$ [MJ]
Legno	17,5	35000	0,8	1	490000
Plastica (poliuretano)	25	100	1	1	2500
Polietilene	40	250	1	1	10000
Vernici e solventi	42,5	200	1	0,85	7225
				$\sum_i H_i \cdot g_i \cdot m_i \cdot \psi_i =$	509725

Tabella 4-1: Calcolo del carico d'incendio – esempio 1

Dividendo il valore sopra trovato per la superficie in pianta lorda A del compartimento si calcola:

$$q_f = \frac{509725}{700} = 728{,}18 \quad MJ/m^2$$

A questo punto, per poter calcolare il valore del carico d'incendio specifico di progetto, così come indicato nella formula (1), è necessario determinare il valore dei coefficienti δ_{q1}, δ_{q2} e δ_n.

La determinazione di δ_{q1} è piuttosto agevole: utilizzando la tabella 1 dell'allegato al DM 9 marzo sotto riportata, considerato che la superficie in pianta lorda del compartimento è di 700 m^2 si determina immediatamente δ_{q1} = 1,20.

Superficie in pianta lorda del compartimento (m^2)	δ_{q1}	***Superficie in pianta lorda del compartimento (m^2)***	δ_{q1}
A < 500	1,00	2500 ≤ A < 5000	1,60
500 ≤ A < 1000	1,20	5000 ≤ A < 10000	1,80
1000 ≤ A < 2500	1,40	A ≥ 10000	2,00

Tabella 4-2: Valore di δ_{q1} in funzione della superficie in pianta lorda del compartimento

[8] Si ricorda che nella Lettera Circolare citata alla nota precedente, è specificato che "…è legittimo assumere il valore 0,85 per il fattore di limitazione della combustione al materiale considerato qualora il materiale sia racchiuso in contenitori che, oltre ad essere non combustibili, conservino la loro integrità durante l'esposizione all'incendio. Tale requisito non può essere quindi garantito ad esempio da contenitori in vetro, bombolette spray, o simili.

Per quanto riguarda invece la determinazione del coefficiente δ_{q2}, la classificazione dell'attività in esame come a basso, moderato o alto rischio di incendio, come precisato nella Lettera Circolare 28 marzo 2008, citata nella nota 3 a piè di pagina: "*...è di tipo qualitativo e, in analogia anche con quanto previsto per i diversi livelli di pericolosità di incendio dall'Appendice B alla norma UNI 10779/2007, la valutazione deve tener conto della quantità, disposizione spaziale e combustibilità dei materiali presenti, sia in termini di velocità di combustione che di potere calorifico, delle possibili fonti di innesco presenti, anche in relazione alle lavorazioni eseguite, della possibilità di propagazione delle fiamme, delle caratteristiche planovolumetriche e della ventilazione del compartimento*".
Pertanto nel caso in esame si sceglie di associare all'attività una classe di rischio III, cui corrisponde un valore δ_{q2} = 1,2, come mostrato[9] nella tabella 2.

Classe di rischio	δ_{q2}
I	0,80
II	1,00
III	1,20

Tabella 4-3: Valore di δ_{q2} in funzione della classe di rischio

Infine, il coefficiente δ_n è dato dal prodotto di nove diversi coefficienti δ_{ni}, ognuno dei quali tiene conto della presenza o meno del fattore di protezione relativo alle misure antincendio adottate (Cfr. tabella 3 dell'allegato al DM 9 marzo 2007). Anche in questo caso, la Lettera Circolare del 28 marzo 2008, cui si rimanda per approfondimenti, fornisce molti utili chiarimenti sulle condizioni per cui è lecito applicare oppure no i singoli fattori di protezione.
Nel caso in esame si ha:

- Presenza di sistemi automatici di rivelazione, segnalazione e allarme antincendio, per cui si assume $\delta_{n4} = 0{,}85$ e
- Presenza di accessibilità ai mezzi di soccorso VVF, per cui si assume $\delta_{n9} = 0{,}9$

Si osserva che la lettera circolare stabilisce che: "*Il coefficiente δ_{n4} può essere correttamente utilizzato qualora l'impianto automatico di rivelazione, segnalazione e allarme di incendio sia in funzione durante le 24 ore e all'azionamento dell'allarme,*

[9] Per le descrizioni delle classi, si rimanda alla tabella 2 dell'allegato al DM 9 marzo 2007.

eventualmente riportato in luogo permanentemente presidiato anche all'esterno dell'attività, segua l'attivazione delle procedure di emergenza appositamente codificate finalizzate a ridurre il tempo di contrasto dell'incendio". Inoltre, per quanto riguarda il coefficiente δ_{n9}: "*Per l'accessibilità ai mezzi di soccorso dei vigili del fuoco possono ritenersi validi i requisiti di accesso all'area normalmente richiesti nelle regole tecniche di prevenzione incendi, verificando che detti requisiti siano garantiti nell'arco delle 24 ore*".

Gli altri δ_{ni} sono assunti pari ad 1, non essendo presente la corrispondente misura di protezione.

Pertanto si può calcolare $\delta_n = \delta_4 \cdot \delta_9 = 0,85 \cdot 0,9 = 0,765$.

È ora possibile determinare il carico d'incendio specifico di progetto come segue:

$q_{f,d} = \delta_{q1} \cdot \delta_{q2} \cdot \delta_n \cdot q_f = 1,2 \cdot 1,2 \cdot 0,765 \cdot 728,18 = 802,2 \ MJ/m^2$.

Infine, per individuare la corrispondente classe di resistenza al fuoco da assegnare al compartimento in esame è sufficiente usare la tabella 4 dell'allegato al DM 9 marzo 2007, che in questo caso, essendo il carico d'incendio specifico di progetto non superiore a 900 MJ/m^2, conduce ad una Classe 60.

4.5.6.4 Esempio 2: Approccio "per attività"

Il DM 9 marzo 2007, al punto 2.2 dell'allegato, consente che il carico d'incendio specifico venga determinato attraverso una valutazione statistica per la specifica attività, in modo da far riferimento a valori corrispondenti al frattile 80 % (ovvero con probabilità di superamento inferiore al 20 %).

I valori del carico d'incendio specifico riportati in letteratura sono solitamente valori medi, e cioè con probabilità di superamento pari al 50 %. Per stimare la corrispondente dispersione e stimare quindi il valore al frattile 80 % è necessario moltiplicare il valore medio per dei coefficienti, secondo la logica seguente (Lettera Circolare 28 marzo 2008):

- per attività piuttosto simili o con variabilità molto limitate per quanto riguarda il mobilio o le merci in deposito, come ad esempio abitazioni, alberghi, ospedali, uffici e scuole è sufficiente scegliere un valore del coefficiente moltiplicativo compreso tra 1,20 e 1,50;
- per attività piuttosto dissimili o con variabilità maggiori per quanto riguarda il mobilio o le merci in deposito, come ad esempio centri commerciali, grandi magazzini ed attività industriali, è necessario scegliere un valore del coefficiente moltiplicativo compreso tra 1,20 e 1,75.

All’interno di tali intervalli il progettista potrà individuare il valore del coefficiente appropriato alla trattazione del caso in esame, sulla base di più specifiche valutazioni da riportare nella documentazione tecnica da presentare al Comando.

Nell’appendice E della norma EN 1991-1-2 “Eurocodice 2 – azioni agenti sulle costruzioni esposte al fuoco” è riportata una tabella con detti valori di carico d’incendio specifico medio ed il corrispondente valore al frattile 80%. Tali valori però fanno riferimento ad una distribuzione probabilistica ben precisa (Gumbel) e tale per cui il coefficiente moltiplicativo per ottenere il valore al frattile 80% è fisso e vale circa 1,22. L’approccio descritto nella Lettera Circolare e sopra richiamato, risulta più flessibile non essendo legato ad una particolare distribuzione probabilistica oltre che più cautelativo nella maggior parte dei casi.

Volendo applicare la metodologia appena descritta all’esempio della falegnameria già trattato in precedenza con l’approccio “per materiale”, da fonti di letteratura (Structural Design for Fire Safety, Andrew H. Buchanan, John Wiley & Sons, LTD) si ottiene un valore del carico d’incendio specifico medio $\overline{q}_f$ = 700 MJ/m^2. Per passare dal valore medio al valore corrispondente al frattile 80%, si considera un coefficiente pari a 1,50 – piuttosto cautelativo – ottenendo quindi $q_f = 700 \cdot 1{,}50 = 1050\ MJ/m^2$.

È sufficiente ora ragionare come fatto prima per il calcolo del carico d’incendio specifico di progetto:

$$q_{f,d} = \delta_{q1} \cdot \delta_{q2} \cdot \delta_n \cdot q_f = 1{,}2 \cdot 1{,}2 \cdot 0{,}765 \cdot 1050 = 1156{,}68\ \ MJ/m^2$$

In questo caso, essendo il carico d’incendio specifico di progetto non superiore aee 1200 MJ/m^2, la tabella 4 dell’allegato al DM 9 marzo 2007 conduce ad una Classe 90.

Appare evidente come il presente approccio, basato su dati statistici mutuati da fonti di letteratura per la determinazione del carico d’incendio specifico, sia particolarmente rapido, tuttavia occorre anche osservare come a volte non siano disponibili dati relativi ad attività molto specifiche o nuove. Infine, la classe così determinata potrebbe risultare cautelativa come nel caso in esame in cui si ottiene una Classe 90, contro una Classe 60 ottenuta con il più analitico approccio “per materiale”. Fra le fonti di letteratura che riportano dati statistici del carico d’incendio specifico si segnalano i seguenti:

- UNI EN 1991-1-2: “Basi di calcolo e azioni sulle strutture – Azioni sulle strutture esposte al fuoco”
- Structural Design for Fire Safety, Andrew H. Buchanan, John Wiley & Sons, LTD

- Comportamento al fuoco dei materiali, dei componenti costruttivi e degli arredi, ANIA (Associazione Italiana fra le Imprese Assicuratrici), Edizione 1986

4.5.6.5 Esempio 3: Approccio "per arredo e/o merci in deposito"

Anche se non trattato esplicitamente nel DM 9 marzo 2007, è possibile calcolare il carico d'incendio specifico seguendo un terzo approccio, che consiste in una semplificazione cautelativa discendente dalla formula relativa alla metodologia "per materiale". Questo approccio, che può essere denominato "per tipologia di arredo" o "per merci in deposito", evita il calcolo analitico, materiale per materiale, utilizzando il calore di combustione, espresso in [MJ] per singolo elemento di arredo o, ad esempio per metro quadro di tendaggio o tappeto.

Al fine di esemplificare l'approccio in parola, si consideri quanto segue: si voglia calcolare la classe di resistenza al fuoco da assegnare ad un locale da adibire a ristorante, sito nel centro storico di una cittadina.

Il locale, situato al piano terra, ha una superficie in pianta lorda di 150 m^2 ed è dotato di sistemi automatici di rivelazione, segnalazione e allarme antincendio. Il solaio è realizzato in legno-calcestruzzo tramite 50 travetti in abete massiccio, di luce 5 m, sui quali poggiano, nell'ordine, un tavolato in abete, ad essi opportunamente vincolato, una soletta in calcestruzzo ed infine il pavimento (cfr. figura 1). Per quanto riguarda l'arredamento, nel locale sono presenti n. 30 tavoli di media grandezza in legno, n. 110 sedie non imbottite, n. 3 armadi a due ante, 52 m^2 di tende in cotone, 156 m^2 di moquette e 85 kg di tovagliato in cotone.

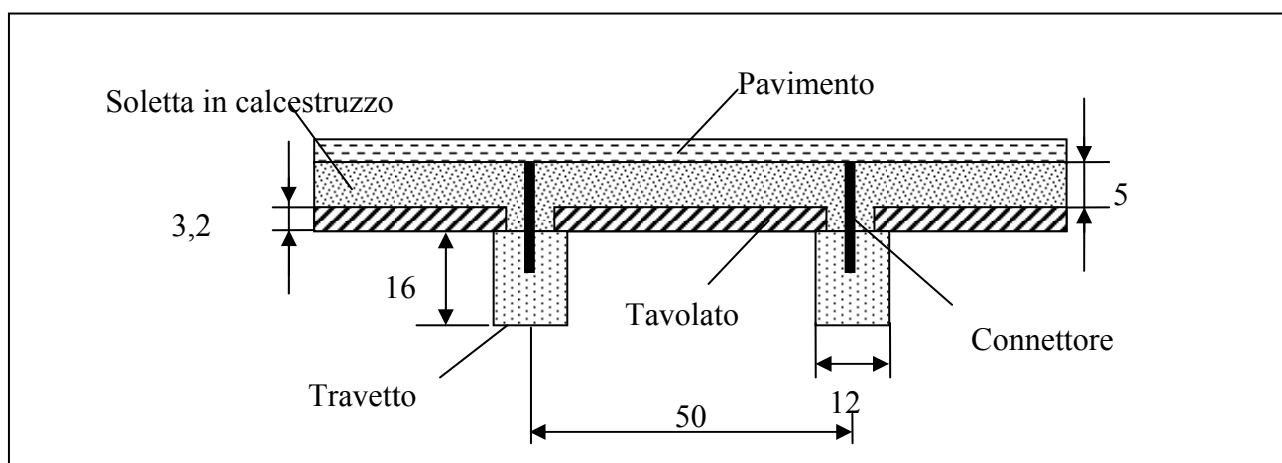



Figura 4-11: Sezione del solaio ligneo (dimensioni in centimetri)

Si utilizzino i seguenti dati per i poteri calorifici (tratti da "Comportamento al fuoco dei materiali, dei componenti costruttivi e degli arredi", ANIA, Edizione 1986):

- Tavolo di media grandezza: 420 MJ cad.
- Sedia non imbottita: 67 MJ cad.
- Armadio a due ante: 1340 MJ cad.
- Tende: 13 MJ/m^2
- Moquette: 47 MJ/m^2
- Tovagliato in cotone: 17 MJ/kg

Il calcolo, secondo il presente approccio può essere impostato come segue:

Elemento di arredo	***Potere calorifico unitario [MJ/UM[10]]***	***Quantità / metri quadrati / chilogrammi***	**Potere calorifico [MJ]**
Tavolo media grandezza	420	30	12600
Sedia non imbottita	67	110	7370
Armadio a due ante	1340	3	4020
Tende	13	52	676
Moquette	47	156	7332
Tovagliato in cotone	17	85	1445
		Totale [MJ]	33443

Tabella 4-4: Calcolo del carico d'incendio – Esempio 2

È quindi possibile calcolare:

$$q_f = \frac{33443}{150} = 223\ MJ/m^2 .$$

Come negli esempi precedenti, δ_{q1} si determina tramite la tabella 1 e in questo caso assume il valore 1,00.

Si suppone di classificare l'attività come a classe di rischio II (si veda quanto già scritto in proposito nell'esempio 1); si ottiene quindi $\delta_{q2} = 1{,}00$.

Per il calcolo di δ_n si procede come nell'esempio 1: anche in questo caso $\delta_{n4} = 0{,}85$ (impianto automatico di segnalazione, rilevazione e allarme antincendio) e, considerando che il locale si trova al piano terra, si può assumere $\delta_{n8} = 0{,}9$ (percorsi protetti di accesso). Si riporta quanto scritto nella Lettera Circolare 28 marzo 2008 in merito: "*Per percorsi protetti di accesso…devono intendersi quelli che consentono alle squadre di soccorso di raggiungere il compartimento interessato dall'incendio partendo dall'esterno della costruzione…*".

[10] UM sta per Unità di Misura; il potere calorifico infatti può far riferimento al singolo elemento di arredo considerato, al metro quadro per tende e tappeti, al chilogrammo per il tovagliato, etc.

Considerato che il locale si trova nel centro storico di una cittadina, cautelativamente si è considerato $\delta_{n9} = 1$ (accessibilità ai mezzi di soccorso VVF).

Si può determinare quindi $\delta_n = \delta_{n4} \cdot \delta_{n8} = 0{,}85 \cdot 0{,}9 = 0{,}765$, avendo posto pari ad 1 come al solito i coefficienti relativi alle misure di protezione non presenti.

Applicando la formula (1) si trova quindi:

$q_{f,d} = 1 \cdot 1 \cdot 0{,}765 \cdot 223 = 171$ MJ/m^2.

Dalla tabella 4 dell'allegato al DM 9 marzo 2007 si ottiene per il compartimento in esame una Classe 15 (ci si trova infatti nella condizione $q_{f,d}$ non superiore a 200 MJ/m^2). La classificazione tuttavia non può ritenersi conclusa; infatti in questo esempio si è introdotta rispetto ai precedenti l'ulteriore problematica della presenza di un solaio costituito da elementi lignei.

Come si legge nella Lettera Circolare difatti: *"se da un lato gli elementi lignei strutturali potrebbero partecipare alla composizione del carico d'incendio, dall'altro è importante evidenziare che lo scopo del calcolo del q_f, ai fini dell'applicazione del decreto, è quello della determinazione della classe del compartimento in base alla quale verificare successivamente la resistenza al fuoco degli stessi elementi strutturali lignei.*

In altri termini emergerebbe la contraddizione nel considerare un elemento strutturale ligneo che partecipa al carico d'incendio, e quindi al processo di combustione, e contestualmente dover valutare la resistenza al fuoco dello stesso elemento strutturale ligneo".

Nella Lettera Circolare, viene definita quindi la procedura per il calcolo del contributo al carico d'incendio degli elementi strutturali lignei di seguito esemplificata sotto forma di schema a blocchi. Tale procedura va applicata a prescindere dalla metodologia utilizzata per il calcolo del carico d'incendio specifico (materiale, attività e arredo e/o merci in deposito).

Determinazione della Classe senza tenere conto del contributo relativo alle strutture portanti lignee

↓

Determinazione dello spessore di carbonizzazione degli elementi lignei corrispondente alla Classe determinata al

↓

Determinazione definitiva della Classe del compartimento, tenendo anche conto del carico d'incendio specifico relativo alle parti di elementi lignei corrispondenti allo spessore

Figura 4-12: Schema a blocchi per considerare il contributo di elementi strutturali lignei

La velocità di carbonizzazione degli elementi lignei è tratta dalla norma EN 1995-1-2: "Progettazione delle strutture di legno – Parte 1-2: regole generali – Progettazione strutturale contro l'incendio" ed è indicata, in funzione della specie legnosa, nella Lettera Circolare 28 marzo 2008.

Nel caso in esame, lo spessore di legno carbonizzato corrispondente alla Classe 15, considerando che i travetti ed il tavolato costituenti il solaio sono in abete massiccio (velocità di carbonizzazione pari a 0,8 mm/minuto), risulta pari a:

$s = 0{,}8 \cdot 15 = 12\ mm$

È ora necessario stimare la superficie di legno esposta, in modo da calcolare il volume di legno complessivamente bruciato. Con riferimento alla figura 1, risulta che il perimetro esposto di un travetto è circa pari a 16 + 16 + 12 = 44 cm, mentre quello del tavolato pari a 38 cm (19 a destra e altrettanti a sinistra di ciascun travetto); la superficie esposta si calcola moltiplicato il perimetro per la luce dei travetti costituenti il solaio, che, in base ai dati del problema, è pari a 5 metri.

In definitiva, la superficie di legno esposta risulta uguale a:

$S = (0{,}44 + 0{,}38) \cdot 5 \cdot 50 = 205\ m^2$.

Il volume corrispondente è pari a:

$V = 205 \cdot 0{,}012 = 2{,}46\ m^3$.

Considerando per l'abete una densità di 500 kg/m^3 ed un potere calorifico pari a 17,5 MJ, si può calcolare l'incremento di carico d'incendio specifico dovuto alle strutture lignee:

$$\Delta q_f = \frac{2{,}46 \cdot 500 \cdot 17{,}5}{150} = 143{,}5\ MJ\ .$$

Il nuovo valore del carico d'incendio specifico di progetto risulta quindi pari a:

$$q_{f,d} = 1 \cdot 1 \cdot 0{,}765 \cdot (223 + 143{,}5) = 280{,}4\ MJ/m^2\ .$$

Pertanto la classe definitiva[11] da assegnare al compartimento in esame, individuata come sempre tramite la tabella 4 dell'allegato al DM 9 marzo 2007, è la Classe 20.

Si coglie l'occasione per chiarire che, per i progetti condotti con il tradizionale approccio prescrittivo, la corrispondenza tra carico d'incendio specifico di progetto e Classe da assegnare al compartimento è quella riportata nella tabella 4 dell'allegato al DM 9 marzo 2007.

Al contrario, si può utilizzare la tabella 5 nel caso in cui si intenda effettuare il progetto con un approccio prestazionale, in conformità a quanto stabilito dal DM 9 maggio 2007: "Direttive per l'attuazione dell'approccio ingegneristico alla sicurezza antincendio". Nel caso in cui il progetto sia condotto con un approccio prestazionale, infatti, la capacità portante e/o la capacità di compartimentazione, in alternativa al metodo che fa riferimento alle classi, può essere verificata rispetto all'azione termica della curva naturale d'incendio, applicata per l'intervallo di tempo necessario al ritorno alla temperatura ordinaria, da determinarsi attraverso modelli di incendio sperimentali o numerici (semplificati o avanzati). In questo caso deve essere effettuata anche la verifica della capacità portante e/o della capacità di compartimentazione degli elementi costruttivi rispetto all'azione della curva nominale standard con riferimento alle classi appositamente riportate nella tabella 5 dell'allegato al DM 9 marzo 2007, in funzione del carico d'incendio specifico di progetto.

[11] Si ricorda che il procedimento illustrato non è di tipo iterativo, in altre parole esso va eseguito una volta sola anche se il contributo degli elementi lignei fa aumentare la Classe di resistenza al fuoco precedentemente determinata.

4.5.6.6 Conclusioni

Un utile strumento per effettuare la classificazione oggetto di questo capitolo è il programma ClaRaF, sviluppato dall'Area Protezione Passiva della Direzione Centrale per la Prevenzione e la Sicurezza Tecnica, liberamente scaricabile dall'indirizzo:

http://www.vigilfuoco.it/speciali/editoria/biblioteca/pdf/ClaRaF_1_2.zip.

Il programma ClaRaF, ora disponibile nella versione 1.2, consente di effettuare il calcolo automatico della classe da assegnare alle attività in esame, seguendo ciascuno dei tre approcci presentati in questo capitolo; il programma, oltre ad essere corredato da un vasto *database* di dati di letteratura necessari per il calcolo, implementa anche la procedura per la determinazione del contributo al carico d'incendio specifico di elementi strutturali lignei, come discussa in questo capitolo e consente di stampare l'analisi effettuata in modo da evidenziare tutti i parametri utilizzati e le scelte effettuate. È disponibile inoltre un manuale utente, scaricabile anche separatamente dal programma dall'indirizzo

http://www.vigilfuoco.it/notiziario/download_file.asp?id=5460,

che descrive nel dettaglio tutte le funzioni di ClaRaF e costituisce un valido aiuto per l'utilizzo di questo *software*.

PARTE 2 – ESEMPI APPLICATIVI

5 Resistenza al fuoco di strutture di muratura

5.1 Conduzione termica: approfondimenti ed esempi

5.1.1 Equazione generale

Si ipotizzi come legame costitutivo tra flussi termici e gradiente di temperatura la relazione di Fourier per materiali isotropi:

$$\dot{q}(P,t,\hat{n}) = -\lambda\left[P,\theta(P,t)\right]\vec{\nabla}\theta(P,t)\cdot\vec{n} \tag{5-1}$$

dove:

- $\dot{q}(P,\hat{n})$ è il calore che fluisce nell'unità di tempo attraverso la superficie elementare unitaria di centro *P* e versore normale $\hat{n}$;
- $\lambda\left[P,\theta(P,t)\right]$ è la conduttività termica corrispondente al materiale che si trova nel punto *P* ed alla temperatura *θ*;
- $\vec{\nabla}\theta(P,t)$ è il gradiente della temperatura $\theta(P,t)$, in corrispondenza del punto *P* e dell'istante di tempo *t*.
- $\hat{n}$ è il versore normale alla superficie elementare.

La conduttività termica è stata considerata variabile in funzione della posizione (materiali non omogenei) e della temperatura. Gli esempi illustrati nel seguito mostrano l'impatto di tale variabilità in alcuni semplici casi pratici.

Per il primo principio della termodinamica, in assenza di lavoro scambiato con l'esterno, uguagliando il flusso termico netto entrante all'incremento di energia intera nell'unità di tempo di un volumetto elementare, si giunge all'equazione del calore:

$$\vec{\nabla}\cdot\left\{\lambda\left[P,\theta(P,t)\right]\vec{\nabla}\theta(P,t)\right\} = \rho\left[P,\theta(P,t)\right]c\left[P,\theta(P,t)\right]\frac{\partial}{\partial t}\left[\theta(P,t)\right] \tag{5-2}$$

dove:

- $\rho\left[P,\theta(P,t)\right]$ è la massa volumica e
- $c\left[P,\theta(P,t)\right]$ è il calore specifico.

Si noti come è stata esplicitata la dipendenza della conduttività termica, della massa volumica e del calore specifico dal punto *P* e dalla temperatura, la quale, a sua volta, dipende dal punto e dal tempo.

Sviluppando la (5-2) si ottiene l'equazione seguente:

$$\vec{\nabla}\lambda(P,\theta)\cdot\vec{\nabla}\theta(P,t)+\lambda(P,\theta)\nabla^2\theta(P,t)=\left[\rho(P,\theta)c(P,\theta)\right]\frac{\partial\theta}{\partial t} \tag{5-3}$$

che in coordinate cartesiane, ipotizzando che le caratteristiche termo-fisiche dipendano esclusivamente dalla temperatura si scrive:

$$\frac{\partial\lambda}{\partial\theta}\left[\left(\frac{\partial\theta}{\partial x}\right)^2+\left(\frac{\partial\theta}{\partial y}\right)^2+\left(\frac{\partial\theta}{\partial z}\right)^2\right]+\lambda(\theta)\left(\frac{\partial^2\theta}{\partial x^2}+\frac{\partial^2\theta}{\partial y^2}+\frac{\partial^2\theta}{\partial z^2}\right)=\rho(\theta)c(\theta)\frac{\partial\theta}{\partial t} \tag{5-4}$$

Si è assunto che la potenza termica generata all'interno del volume *dV* sia pari a zero; la potenza termica assorbita dall'evaporazione dell'umidità eventualmente presente nel materiale, come chiarito in seguito, è stata tenuta in conto tramite il calore specifico.

5.1.2 Esempi applicativi: lastra piana in regime stazionario

5.1.2.1 Conduttività termica dipendente dalla posizione

Si consideri una lastra piana in regime stazionario $\left(\frac{\partial\theta}{\partial t}=0\right)$ e si introduca un riferimento cartesiano ortogonale avente l'origine su una faccia della lastra e l'asse *x* diretto verso la faccia opposta; si ipotizzi inoltre che la conduttività termica sia una funzione lineare della sola variabile *x*, in altre parole $\lambda(x)=A+Bx$. L'equazione (5-2) diviene:

$$\frac{d}{dx}\left[(A+Bx)\frac{d\theta(x)}{dx}\right]=0 \tag{5-5}$$

Integrando una volta l'equazione precedente lungo lo spessore *L* della lastra si ha:

$$(A+Bx)\frac{d\theta(x)}{dx}=C_1 \tag{5-6}$$

che è un'equazione differenziale lineare del primo ordine non omogenea a variabili separabili. Integrando ulteriormente e sviluppando:

$$d\theta=\frac{C_1}{A+Bx}dx\rightarrow\int d\theta=\frac{C_1}{B}\int\frac{B}{A+Bx}dx\rightarrow\theta(x)=\frac{C_1}{B}\ln\left(C_2\left|A+Bx\right|\right).$$

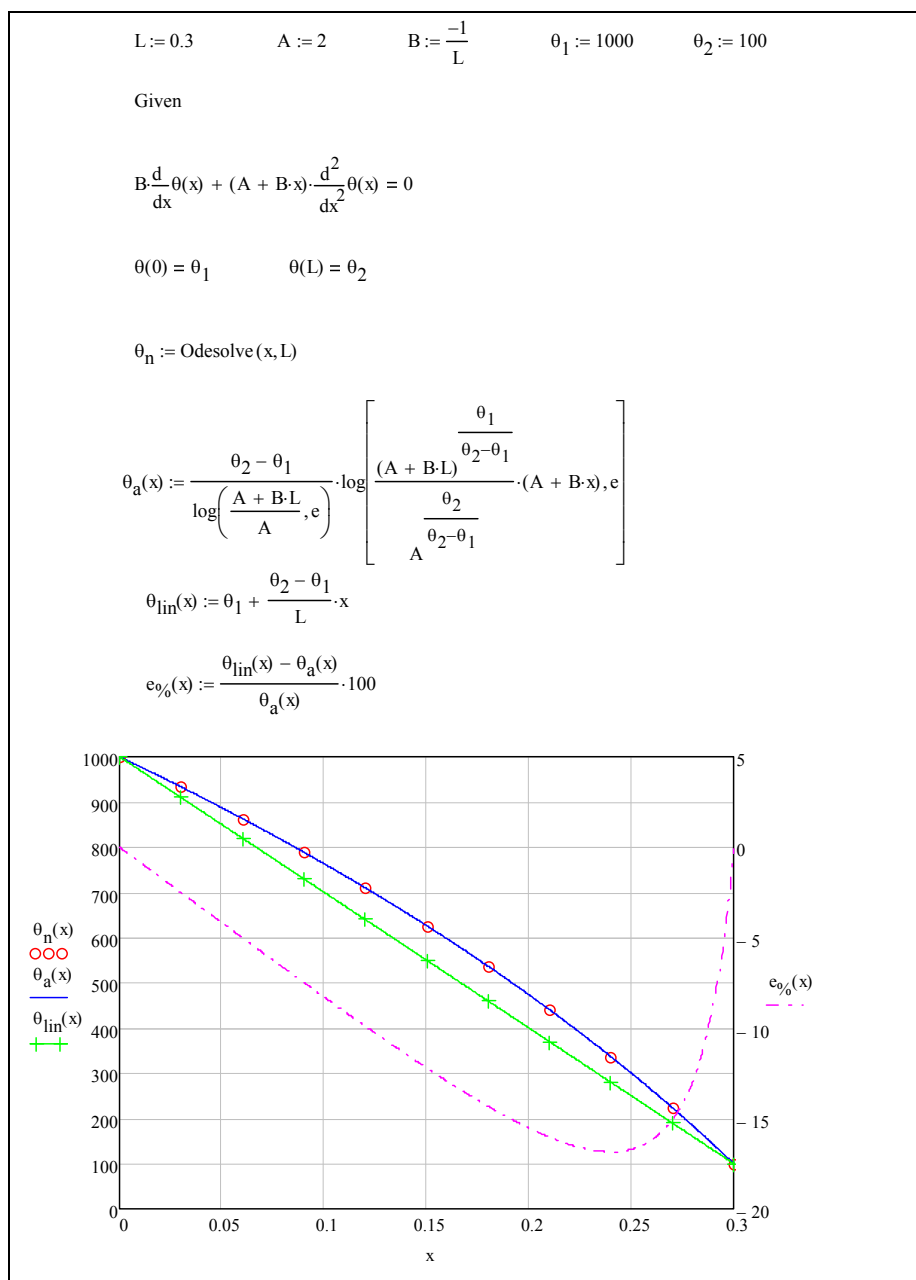
Imponendo la condizione $\theta(0)=\theta_1$ si ha $\theta_1=\frac{C_1}{B}\ln(C_2A)$ mentre, imponendo $\theta(L)=\theta_2$, $\theta_2=\frac{C_1}{B}\ln\left[C_2(A+BL)\right]$, da cui, con semplici passaggi, si può ricavare il valore delle costanti C_1 e C_2 in funzione delle condizioni a contorno, ottenendo:

$C_1 = \dfrac{B(\theta_2 - \theta_1)}{\ln \dfrac{A + BL}{A}}$ e

$C_2 = \dfrac{(A + BL)^{\frac{\theta_1}{\theta_2 - \theta_1}}}{A^{\frac{\theta_2}{\theta_2 - \theta_1}}}$

In definitiva, il campo termico all'interno della lastra piana, in condizioni stazionarie è descritto dall'equazione seguente:

$$\theta(x) = \frac{\theta_2 - \theta_1}{\ln \dfrac{A + BL}{A}} \ln \left[\frac{(A + BL)^{\frac{\theta_1}{\theta_2 - \theta_1}}}{A^{\frac{\theta_2}{\theta_2 - \theta_1}}} (A + Bx) \right] \qquad \textbf{(5-7)}$$

Nel foglio Mathcad di seguito riportato è stato effettuato un confronto tra la soluzione analitica θ_a di cui sopra, la soluzione numerica θ_n della (5-4) e la distribuzione lineare di temperatura θ_{lin} che si sarebbe ottenuta trascurando la dipendenza da x della conduttività termica.

Come si può vedere, nel caso considerato, in cui la conduttività termica passa da un valore pari a 2 W/(mK) in corrispondenza di x = 0, ad un valore di 1 W/(mK) per x = L, la distribuzione lineare sottostima la temperatura rispetto a quella analitica di più del 15 %.

5.1.2.2 Conduttività termica dipendente dalla temperatura

La conduttività termica, in generale, ha una certa dipendenza dalla temperatura e, in alcuni casi, si riscontrano forti variazioni, tali da indurre scostamenti notevoli dalle distribuzioni di temperatura ricavate sotto l'ipotesi di conduttività termica costante. Si consideri in

proposito una lastra piana in regime stazionario $\left(\frac{\partial\theta}{\partial t}=0\right)$ e si introduca un riferimento cartesiano ortogonale avente l'origine su una faccia della lastra e l'asse x diretto verso la faccia opposta; si ipotizzi inoltre che la conduttività termica sia una funzione lineare della sola variabile θ, in altre parole $\lambda(\theta)=A+B\theta$. L'equazione (5-2) diviene:

$$\frac{d}{dx}\left\{\left[A+B\theta(x)\right]\frac{d\theta(x)}{dx}\right\}=0 \qquad \textbf{(5-8)}$$

che, integrata lungo lo spessore della lastra fornisce:

$\left[A+B\theta(x)\right]\frac{d\theta(x)}{dx}=C_1$.

Integrando nuovamente l'equazione precedente si ha:

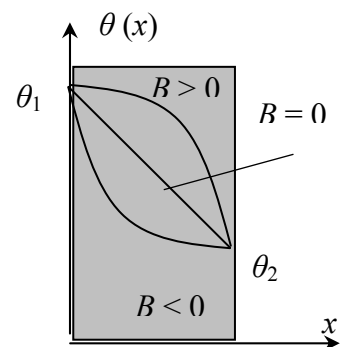
$$A\theta+B\frac{\theta^2}{2}=C_1x+C_2 \qquad \textbf{(5-9)}$$

Imponendo le condizioni a contorno $\theta(0)=\theta_1$ e $\theta(L)=\theta_2$ si possono determinare le espressioni delle costanti C_1 e C_2:

$C_1=\dfrac{A(\theta_2-\theta_1)+B\left(\frac{\theta_2^2}{2}-\frac{\theta_1^2}{2}\right)}{L}$ e $C_2=A\theta_1+\frac{\theta_1^2}{2}$ che, sostituite nella () forniscono:

$$A\theta+B\frac{\theta^2}{2}=\frac{A(\theta_2-\theta_1)+B\left(\frac{\theta_2^2}{2}-\frac{\theta_1^2}{2}\right)}{L}x+A\theta_1+\frac{\theta_1^2}{2}.$$

L'equazione precedente, nel piano $x-\theta$ è una parabola ad asse orizzontale la cui concavità è determinata dal segno di B:

***Segno di* B**	***Significato fisico***	**Concavità**
$B>0$	La conduttività aumenta con θ	Verso il basso
$B=0$	La conduttività non dipende da θ	(andamento rettilineo)
$B<0$	La conduttività diminuisce con θ	Verso l'alto

Nel foglio Mathcad di seguito riportato è stato effettuato un confronto tra la soluzione analitica θ_a di cui sopra, la soluzione numerica θ_n e la distribuzione lineare di temperatura θ_{lin} che si sarebbe ottenuta trascurando la dipendenza da θ della conduttività termica. La soluzione analitica non è stata raffigurata, in quanto avrebbe richiesto di scambiare gli assi

orizzontale e verticale del diagramma; tuttavia ne è stata verificata l'ottima corrispondenza con la numerica. L'esempio riportato considera una variazione della conduttività termica in funzione della temperatura simile a quella di un calcestruzzo ad alta resistenza: a temperatura ambiente è stato impostato un valore pari a 2 W/(mK), mentre ad una temperatura di 1200 °C è stato assegnato un valore pari a 0.6 W/(mK). Come si può vedere, trascurando la variazione della conduttività termica si sovrastima la distribuzione di temperatura, commettendo un errore massimo pari a quasi il 18%.

Nell'esempio mostrato la conduttività termica decresceva con la temperatura ($B < 0$), pertanto, trascurando tale variazione, si commette l'errore di sovrastimare il campo termico all'interno della lastra; nel caso di materiali la cui conduttività termica cresce con la temperatura ($B > 0$), invece, si ha una sottostima della temperatura lungo la sezione.

Infine, ritornando al legame costitutivo utilizzato (relazione di Fourier per materiali isotropi) $\dot{q}(P,t,\hat{n}) = -\lambda\left[P,\theta(P,t)\right]\vec{\nabla}\theta(P,t)\cdot\vec{n}$, risulta chiaro che, poiché in condizioni stazionarie il flusso termico è costante, nella zona della lastra dove la temperatura è maggiore, la conduttività termica è più elevata (nel caso $B > 0$), il gradiente è minore e quindi la pendenza è minore; viceversa, laddove la temperatura è minore, seguendo lo stesso ragionamento, si conclude che la pendenza è maggiore.

Dati

$L := 0.3 \qquad A := 2 + \frac{28}{118} \qquad B := \frac{-1.4}{1180} \qquad \theta_1 := 1000 \qquad \theta_2 := 100$

Given

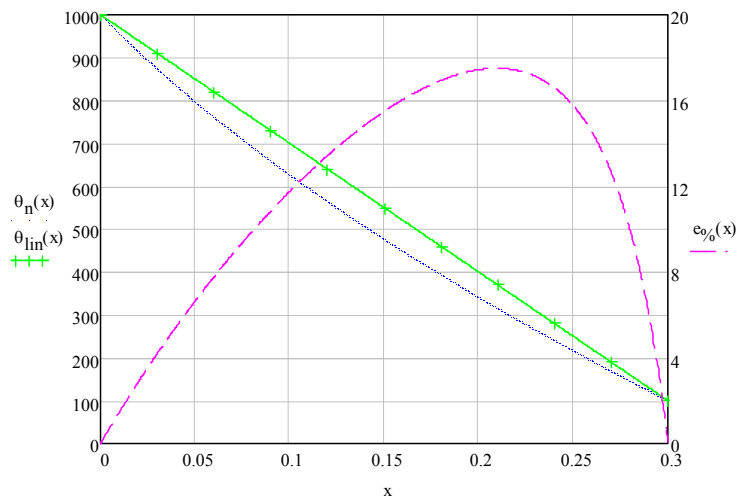
$$B\cdot\left(\frac{d}{dx}\theta(x)\right)^2 + (A + B\cdot\theta(x))\cdot\frac{d^2}{dx^2}\theta(x) = 0$$

$\theta(0) = \theta_1 \qquad \theta(L) = \theta_2$

$\theta_n := \text{Odesolve}(x, L)$

$$s(\theta) := \frac{\frac{B}{2}}{\frac{A\cdot(\theta_2-\theta_1)+B\cdot\left(\frac{\theta_2^2}{2}-\frac{\theta_1^2}{2}\right)}{L}}\cdot\theta^2 + \frac{A}{\frac{A\cdot(\theta_2-\theta_1)+B\cdot\left(\frac{\theta_2^2}{2}-\frac{\theta_1^2}{2}\right)}{L}}\cdot\theta - \frac{A\cdot\theta_1 + B\cdot\frac{\theta_1^2}{2}}{\frac{A\cdot(\theta_2-\theta_1)+B\cdot\left(\frac{\theta_2^2}{2}-\frac{\theta_1^2}{2}\right)}{L}}$$

$$\theta_{lin}(x) := \theta_1 + \frac{\theta_2 - \theta_1}{L}\cdot x$$

$$e_{\%}(x) := \frac{\theta_{lin}(x) - \theta_n(x)}{\theta_n(x)}\cdot 100$$

5.2 Analisi termica semplificata

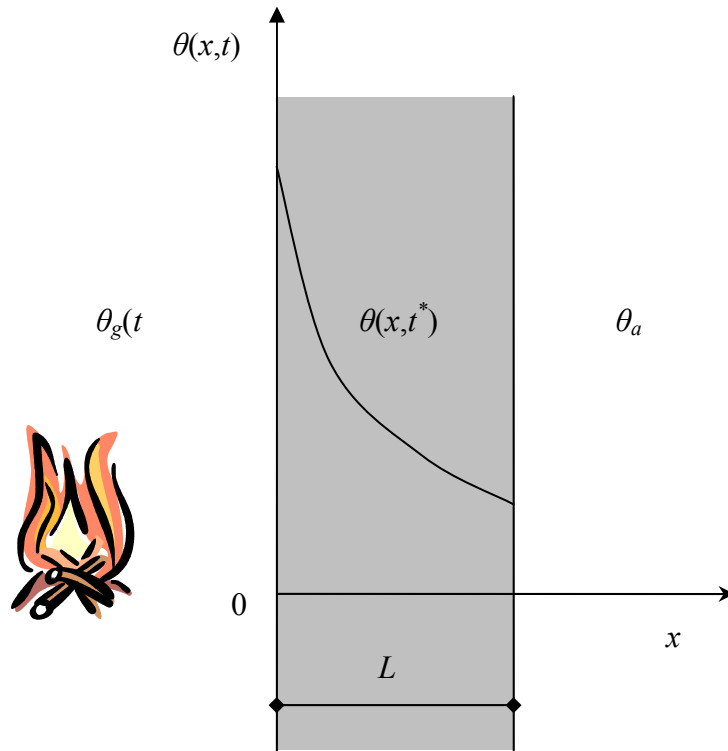
Al fine di determinare, al variare del tempo, la distribuzione di temperatura lungo la sezione di una muratura, considerata come una lastra piana di spessore L soggetta ad opportune condizioni a contorno, è stato sviluppato un modello di calcolo semplificato basato sulla soluzione numerica dell'equazione del calore non lineare e non stazionaria.

Il modello è semplificato in quanto nell'idealizzazione della lastra piana non considera la reale estensione spaziale della muratura, tuttavia, data anche l'approssimazione del carico termico utilizzato (vedi capitolo), e visto anche il confronto con risultati ottenuti facendo ricorso a modelli FEM bidimensionali (Cfr. "Comportamento all'incendio di pareti in muratura: aspetti teorici, normativi e sperimentali", Andreini, M., 2009), l'approssimazione è stata considerata accettabile.

Il modello invece conserva un approccio rigoroso per quanto riguarda la formulazione del calore nel caso non lineare; in particolare è stato tenuto conto della variabilità con la temperatura di conduttività, calore specifico e densità come di seguito meglio specificato. È stato quantificato inoltre l'errore che si commette trascurando l'effetto di tali variazioni.

Assunto un sistema di riferimento cartesiano ortogonale avente origine su una faccia del muro, asse x diretto ortogonalmente ad essa e diretto verso l'altra faccia, l'equazione (5-2) assume la forma:

$\frac{\partial}{\partial x}\left\{\lambda\left[\theta(x,t)\right]\frac{\partial}{\partial x}\theta(x,t)\right\} = \rho\left[\theta(x,t)\right]c\left[\theta(x,t)\right]\frac{\partial}{\partial t}\left\{\theta(x,t)\right\}$, che, sviluppando il primo membro, diviene

$$\frac{\partial\lambda}{\partial\theta}\left[\frac{\partial\theta(x,t)}{\partial x}\right]^2 + \lambda\left[\theta(x,t)\right]\frac{\partial^2}{\partial x^2}\theta(x,t) = \rho\left[\theta(x,t)\right]c\left[\theta(x,t)\right]\frac{\partial}{\partial t}\left[\theta(x,t)\right] \qquad \textbf{(5-10)}$$

Si consideri la faccia ad $x = 0$ esposta ad un incendio caratterizzato da un andamento della temperatura dei gas di combustione descritto dalla relazione $\theta = \theta_g(t)$; si ipotizza inoltre che l'altra faccia si trovi in un ambiente caratterizzato da una temperatura pari a θ_a. Sotto queste ipotesi, si possono scrivere le condizioni a contorno per il problema in parola:

$$\frac{\partial\theta(0,t)}{\partial x} = \frac{-1}{\lambda\left[\theta(0,t)\right]}\left\{\alpha_{ce}\left[\theta_g(t)-\theta(0,t)\right]+\varepsilon_m\sigma\left[\left(\theta_g(t)+273\right)^4-\left(\theta(0,t)+273\right)^4\right]\right\}$$ per il lato esposto all'incendio, mentre

$$\frac{\partial\theta(L,t)}{\partial x} = \frac{-1}{\lambda\left[\theta(L,t)\right]}\left\{\alpha_{cu}\left[\theta(L,t)-\theta_a\right]\right\}$$ per quello non esposto

dove:

- α_{ce} è il coefficiente di scambio termico convettivo della faccia esposta all'incendio
- α_{cu} è il coefficiente di scambio termico convettivo della faccia non esposta all'incendio
- ε_m è il coefficiente di emissività del materiale
- σ è la costante di Stephan-Boltzmann

Come suggerito nella EN 1991-1-2 (Cfr. Nota 2 del punto 3.1(6), punti 3.1(7) e 3.1(8)) l'emissività delle fiamme è stata assunta pari a 1, così come il fattore di vista, inoltre la temperatura di irraggiamento è stata considerata pari alla temperatura dei gas.

Come condizione iniziale si assume che lungo lo spessore della lastra la temperatura sia costante e pari a θ_a, in altre parole

$$\theta(x,0)=\theta_a .$$

Tali equazioni sono state implementate e risolte numericamente tramite il software commerciale Mathcad versione 14 della Parametric Technology Corporation.

5.2.1 Validazione del modello termico

Per verificare la correttezza dell'implementazione numerica delle equazioni riportate nel capitolo precedente, è stato risolto un particolare problema relativo alla determinazione delle distribuzioni di temperatura lungo la sezione di una parete di calcestruzzo in corrispondenza di diversi istanti temporali. Tali risultati sono stati confrontati con quanto riportato nell'Appendice A, Figura A.2 alla norma EN 1992-1-2 "Eurocode 2: Design of concrete structures – Part 1-2: General rules – Strucutral fire design".

In accordo alla citata norma, è stata considerata una parete di calcestruzzo di spessore pari a L = 0.2 m esposta alla curva di incendio standard ISO 834 (vedi capitolo…); l'equazione di tale curva è

$$\theta_g(t)=20+345\log_{10}\left(8\frac{t}{60}+1\right) \qquad \textbf{(5-11)}$$

dove:

- t è il tempo espresso in secondi e
- θ_g(t) è la temperatura dei gas espressa in °C.

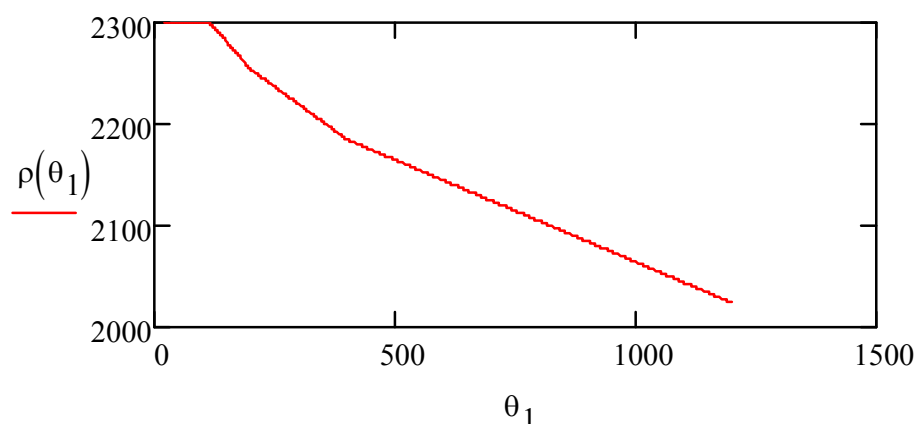
La variabilità delle caratteristiche termo-fisiche del calcestruzzo è stata assegnata in conformità a quanto specificato nella EN 1992-1-2, ed in particolare, la densità $\rho(\theta)$ è definita come:

$$\rho(\theta)=\rho(20\,°C) \qquad \text{per } 20\,°C \le \theta \le 115\,°C$$

$$\rho(\theta)=\rho(20\,°C)\cdot\left[1-0.02\frac{\theta-115}{85}\right] \qquad \text{per } 115\,°C < \theta \le 200\,°C$$

$$\rho(\theta)=\rho(20\,°C)\cdot\left[0.98-0.03\frac{\theta-200}{200}\right] \qquad \text{per } 200\,°C < \theta \le 400\,°C$$

$$\rho(\theta)=\rho(20\,°C)\cdot\left[0.95-0.07\frac{\theta-400}{800}\right] \qquad \text{per } 400\,°C < \theta \le 1200\,°C$$

Il grafico seguente mostra l’andamento di questa funzione, avendo assunto $\rho(20\ °C)$ = 2300 kg/m^3.

Anche la definizione della variabilità del calore specifico è stata effettuata in ossequio alla citata norma di progettazione, che per tale caratteristica prescrive la seguente funzione, valida per calcestruzzo avente aggregati sia silicei sia calcarei:

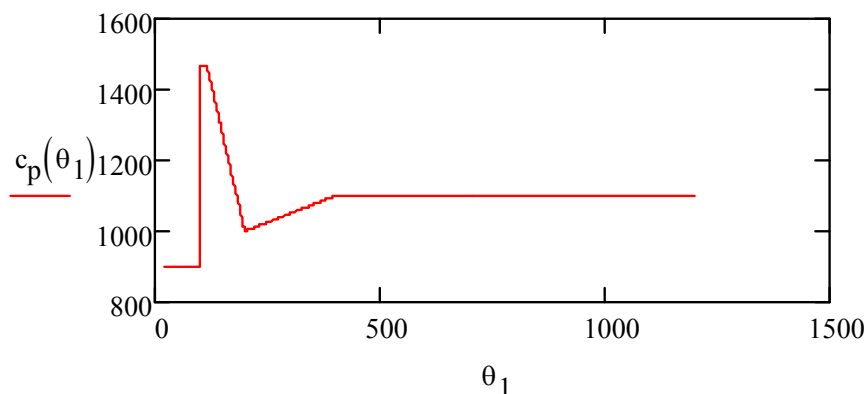
$c_p(\theta)$ = 900 J/(kgK)	per 20 °C ≤ θ ≤ 100 °C
$c_p(\theta)$ = 900 + (θ – 100) J/(kgK)	per 100 °C < θ ≤ 200 °C
$c_p(\theta)$ = 1000 + (θ – 200)/2 J/(kgK)	per 200 °C < θ ≤ 400 °C
$c_p(\theta)$ = 1100 J/(kgK)	per 400 °C < θ ≤ 1200 °C

Tuttavia, nel caso in cui il contenuto di umidità del materiale non venga preso in considerazione nel modello di calcolo, è possibile modificare la funzione appena definita introducendo un picco di valore costante e pari a $c_{p.picco}$, tra 100 °C e 115 °C con un decremento lineare tra 115 °C e 200 °C.

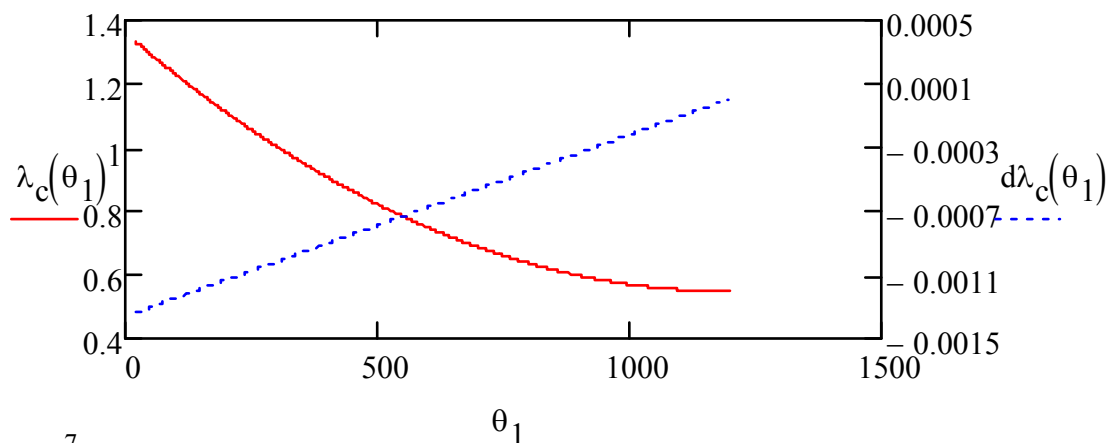
I valori di $c_{p.picco}$ sono funzione della percentuale di umidità per unità di massa di calcestruzzo, in particolare:

$c_{p.picco}$ **kJ/(kgK)**	Contenuto di umidità in peso
900	0.0%
1470	1.5%
2020	3.0%

Il valore utilizzato nella validazione in parola è $c_{p.picco}$ = 1470 kJ/(kgK), corrispondente ad un contenuto di umidità in peso pari a 1.5%

La figura seguente rappresenta graficamente l'andamento del calore specifico in funzione della temperatura.

Infine, per quanto riguarda la conduttività termica, la EN 1992-1-2 introduce un fuso di valori, delimitato da una curva limite superiore ed una inferiore. Nella presente validazione, in conformità alla scelta effettuata nell'appendice A della citata norma è stata utilizzata la curva limite inferiore, di equazione

$$\lambda_c(\theta) = 1.36 - 0.136\left(\frac{\theta}{100}\right) + 0.0057\left(\frac{\theta}{100}\right)^2$$

e rappresentata, insieme alla sua derivata, nella figura seguente.

Per quanto riguarda i coefficienti di scambio termico, in accordo alla EN 1991-1-2, punto 3.2.1, α_{ce} è stato assunto pari a 25 W/(m^{2}K), mentre α_{cu} pari a 9 W/(m^{2}K) in base a quanto riportato al punto 3.1(5) della citata norma.

La temperatura θ_a è stata assunta pari a 20 °C.

Il valore dell'emissività ε_m del calcestruzzo è stata assunta pari a 0,7 in accordo al punto 2.2(2) della EN 1992-1-2.

L'equazione (5-10), come accennato è stata risolta in Mathcad a step temporali di 1 s, per un tempo complessivo pari a T = 60·360 = 21600 s ed a step spaziali pari a 0.5 cm, per lo spessore *L* della lastra. I risultati sono mostrati, per gli istanti di tempo meglio specificati di seguito, e confrontati con le curve fornite nell'Appendice A della EN 1992-1-2.

Curva	***Classe***	***Curva***	Classe
T/12	30	T/3	120
T/6	60	T/2	180
T/4	90	2/3T	240

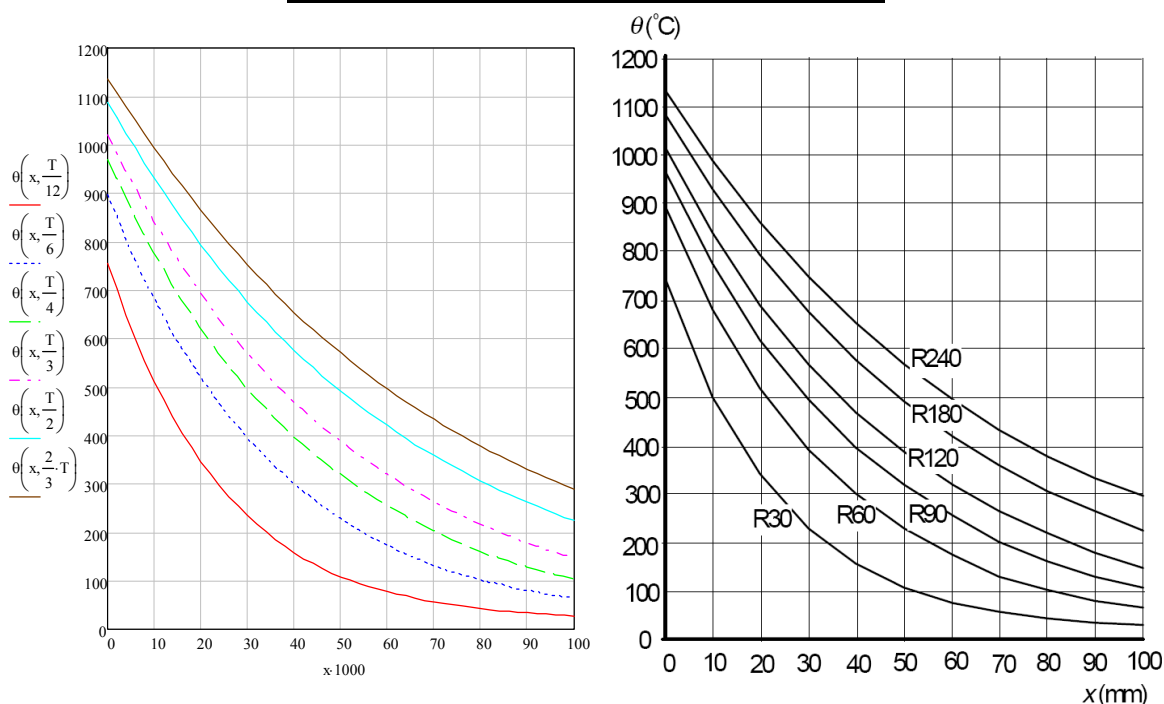



Figura 5-1: Confronto tra mappe termiche modello semplificato e EN 1992-1-2 Appendice A

Come si può notare, il modello sviluppato consente di riprodurre le mappature termiche previste dalla EN 1992-1-2 in modo piuttosto soddisfacente.

Come osservazione conclusiva, si nota che se si trascura il termine non lineare della (5-4) si giunge alla seguente equazione:

$$\lambda(\theta)\left(\frac{\partial^2\theta}{\partial x^2}+\frac{\partial^2\theta}{\partial y^2}+\frac{\partial^2\theta}{\partial z^2}\right)=\rho(\theta)c(\theta)\frac{\partial\theta}{\partial t} \qquad \textbf{(5-12)}$$

la cui risoluzione, nelle stesse ipotesi del caso precedente, fornisce il risultato presentato nella figura. Come si può notare, l'accordo peggiora notevolmente, con differenze che, specialmente per le classi elevate superano i 100 °C.

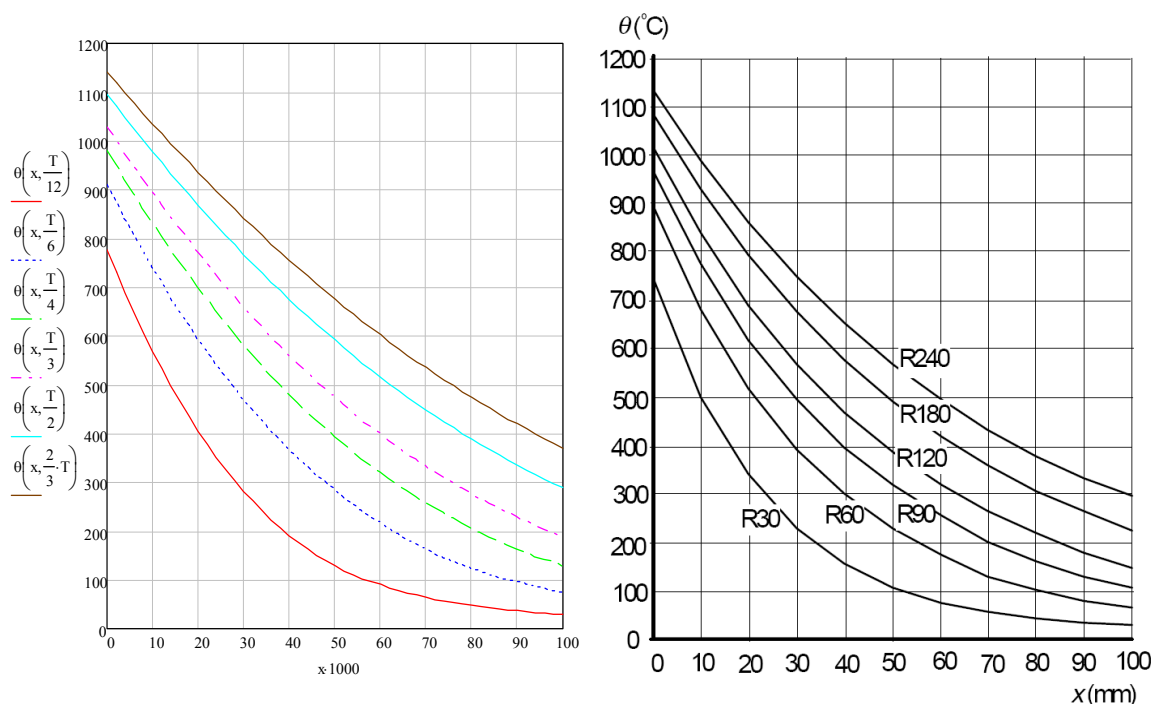



Figura 5-2: Confronto tra l'equazione esatta (metter rif a 2-1) e quella approssimata (mettere rif a 2-3)

5.3 Caratterizzazione meccanica dei materiali per blocchi alle alte temperature

5.3.1 Premessa

La sperimentazione di cui al presente capitolo fa seguito ad uno studio preliminare eseguito nell'ambito dell'attività di studio N. 14 del 2007 del CNVVF cui si rimanda per ogni ulteriore precisazione. La sperimentazione è finalizzato all'implementazione del metodo di calcolo previsto nell'eurocodice EN 1996-1-2 appendice C relativo alle murature portanti resistenti al fuoco.

Nel metodo ivi descritto si rende necessario determinare sperimentalmente il coefficiente che tiene conto della riduzione della resistenza per compressione dei materiali costituenti i blocchi murari con l'esposizioni alle alte temperature. A tal fine, stante le attuali disponibilità strutturali del laboratorio di Prove a Temperatura Ordinaria della DCPST, è stata messa a punto una procedura che prevede di portare alla temperatura prefissata un campione cilindrico di materiale all'interno di un forno e poi dopo aver prelevato il campione a averlo posto nella pressa esterna al forno, nel minor tempo possibile per limitare al massimo l'abbassamento di temperatura, si accostano i piatti della pressa e si aumenta il carico fino a portarlo a rottura. Si effettuano ripetute prove a temperature crescenti alla ricerca di una curva che descriva la variazione della resistenza di rottura al

crescere della temperatura, la variazione dell'accorciamento a rottura al crescere della temperatura e infine la variazione del modulo di Young al crescere della temperatura.

5.3.2 Simboli ed acronimi

AAC	Calcestruzzo Autoclavato Aerato
CMC	Caratterizzazione Meccanica a Caldo
CMF	Caratterizzazione Meccanica a Freddo
CTT	Caratterizzazione Transitorio Termico
HWC	Calcestruzzo Alta Densità
LVDT	Trasformatore differenziale a variazione lineare
LWC	Calcestruzzo Leggero
TMC	Termocoppia
Vpp	Volt picco-picco

5.3.3 Archiviazione dati

Per ciascun campione vengono raccolte le seguenti informazioni:

- Numero identificativo del campione
- Prima pesata (peso 1) e relativa data
- Seconda pesata (peso 2) e relativa data
- Verifica o meno del requisito di condizionamento.
- Altezza del campione misurata in tre punti (vedere Figura)
- Altezza media del campione
- Verifica o meno del requisito di planarità.
- Diametro medio del campione
- Diametro del campione misurato in corrispondenza del piano superiore, intermedio ed inferiore
- Umidità relativa al momento della misurazione
- Temperatura ambiente al momento della misurazione
- Tipo di prova a cui è destinato il campione (CTT, CMF, CMC)
- Note

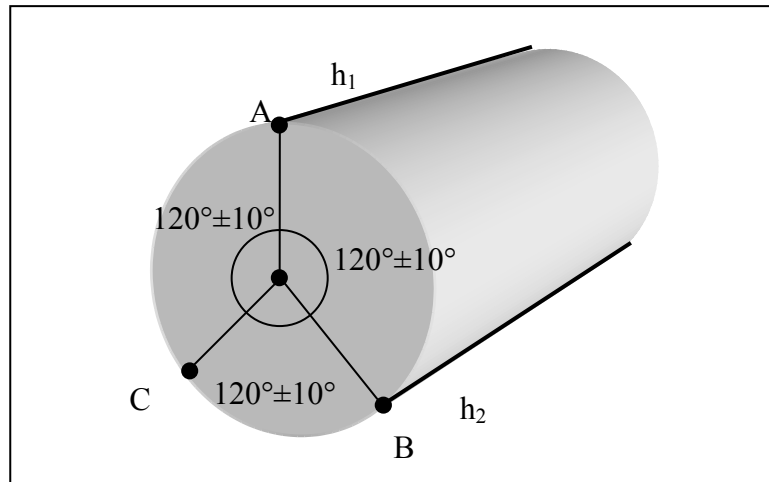



Figura 1: Schema dei punti di misura dell'altezza

5.3.4 Prova di compressione

Ciascun campione è stato dotato di una numerazione, progressiva a partire da 1, indelebile applicata direttamente sulle superficie laterale e superiore del campione.

5.3.4.1 Generalità

La prova di compressione consiste nell'applicare progressivamente un carico crescente di compressione uniformemente distribuito sulle facce del provino fino alla rottura. Per la presente sperimentazione, è necessario misurare anche la deformazione del campione a rottura.

5.3.4.2 Strumentazione utilizzata

La strumentazione utilizzata consiste in:

- Pressa comandata da apposita centralina collegata ad un PC, sul quale è installato un *software* specifico.
- 3 Trasduttori LVDT.
- 1 convertitore di segnale elettronico per effettuare la media dei segnali provenienti dagli LVDT. Il segnale in uscita, media dei tre LVDT, viene inviato alla centralina della pressa (canale 2).
- 1 generatore di segnale collegato con il convertitore di segnale, in modo da alimentare gli LVDT

Lo schema a blocchi di figura 2 illustra l'insieme delle strumentazioni utilizzate per la prova a compressione.

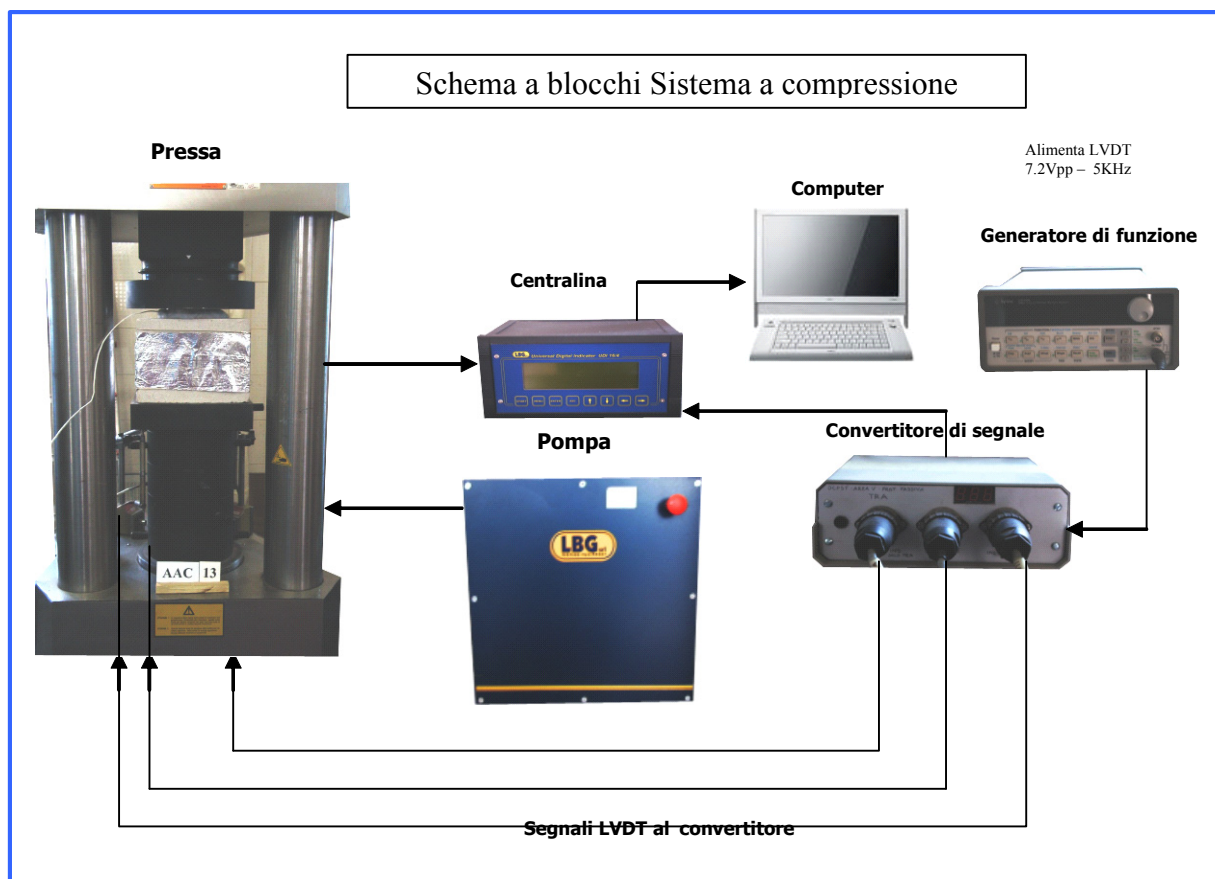



Figura 5-3: Schema a blocchi del sistema di misura e di acquisizione

5.3.4.3 Procedura di prova a compressione

Sono posizionati tre LVDT come mostrato nella fotografia **Figura 5-4** a pistone scarico (fine corsa), in modo da trovarsi completamente premuti contro la parte inferiore del piatto della pressa (i trasduttori lavorano "in negativo", allungandosi a mano a mano che la prova va avanti). I trasduttori sono sostenuti da dei comparatori a loro volta vincolati con dispositivi magnetici alla base della pressa.

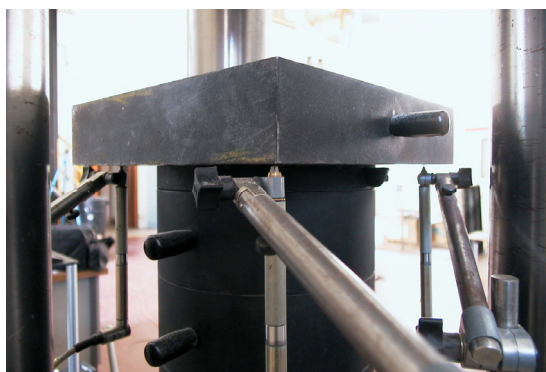



Figura 5-4: Posizione LVDT

Le apparecchiature sono collegate (Cfr Figura 5-3) ed accese nel seguente ordine:

1. Centralina
2. Pompa
3. Computer
4. Generatore di funzione
5. Convertitore di segnale

Il generatore di funzione è impostato con i seguenti parametri:

- 7.2 Vpp sinusoidale
- frequenza pari a 5 kHz

Viene avviato il *software* LBG Servo Control Hydra ver. 1.0.

Il campione viene posizionato sulla piastra inferiore della pressa.

Tramite il comando "Carico" agendo con il cursore per regolare la velocità nella schermata principale del *software*, le due piastre della pressa vengono avvicinate fino a che non rimangono circa 3 mm tra la faccia superiore del campione e la piastra superiore della pressa[12].

Viene creato un nuovo record, relativo alla prova in atto cliccando su "nuovo" nella schermata principale del *software.*

Nella schermata di inserimento dati, vengono immessi

- Tipo di provino (carota)
- **N° del provino**
- **Diametro medio (mm)**
- **Massa (kg)**
- Lotto
- Temperatura ambiente
- Umidità relativa ambiente

La pressa è stata configurata nel seguente modo:

- Soglia d'impatto: 10 % rpm motore pompa al precarico
- Limiti di carico e corsa traversa durante la prova: 500 KN
- Limite corsa: 10 mm

[12] L'avvicinamento preliminare consente di ridurre i tempi della prova, aspetto particolarmente rilevante per le prove CMC

- Gradiente di carico: 0,5 Nmm²/sec
- Soglia di arresto automatico a rottura: 90% del carico massimo a partire da 5% del limite di carico.

La prova si articola in due fasi, precarico e test vero e proprio, automaticamente impostate.

Alla rottura del campione, il programma si interrompe automaticamente.

5.3.4.4 Calibrazione pressa

La calibrazione è stata effettuata con l'ausilio di un calibro cinquantesimale, applicato tra il piatto porta campione della pressa e un punto di riferimento fisso della stessa, e il software LBG Servo Control Hydra ver. 1.0

Dal menù calibrazione nella sezione Calibra Cella si imposta il numero di step nei quali andare a registrare i valori misurati (a un valore di tensione in mV corrisponde un valore di spostamento in mm). Il programma stesso provvederà ad interpolare i valori intermedi nella curva di calibrazione.

5.3.4.5 Verifica Calibrazione pressa

La verifica di calibrazione viene effettuata, sempre con il calibro, confrontando il valore di lettura dello spostamento del piatto con il valore dei tre trasduttori LVDT visualizzato dall'indicatore nella finestra principale del software.

5.3.4.6 Procedura per la Caratterizzazione Meccanica a Freddo

La caratterizzazione meccanica a freddo (CMF) consiste nel sottoporre i campioni, a temperatura e umidità ambiente registrata, ad una prova di resistenza a compressione.

Sono prelevati in maniera casuale 6 campioni di una stessa famiglia (ad. es. i numeri 1, 11, 21, 31, 41 e 51) sui quali effettuare la prova di caratterizzazione meccanica a freddo (CMF). Tali campioni devono essere privi di difetti (scheggiature, crepe. Etc..), devono aver superato il controllo di condizionamento, il controllo di planarità e non devono essere già stati usati per la prova di Caratterizzazione del Transitorio Termico[13] (cfr. §5.3.4.7).

.

Per ciascuno dei 6 campioni prescelti è stata effettuata la seguente procedura:

[13] La prova CTT, infatti, necessita che sul campione vengano eseguiti dei fori che ne potrebbero diminuire la resistenza a compressione. Inoltre, anche il programma di riscaldamento ed il successivo raffreddamento fino a temperatura ambiente potrebbero influenzare la resistenza a compressione del campione.

A. Posizionare il campione nella pressa.
B. Posizionare il cartellino identificativo del numero campione, seguito da quello identificativo del materiale sulla piastra inferiore della pressa, davanti al campione e fotografare il campione così identificato.
C. Effettuare la prova di compressione (cfr. §5.3.4).
D. Fotografare il campione dopo la rottura.
E. Rimuovere i resti del campione dalle piastre della pressa recuperando i cartellini identificativi.
F. Il direttore della prova deve valutare la rappresentatività del campione. Se una prova viene ritenuta non accettabile si dovrà valutare se eseguirne un'altra su altri campioni fino ad avere 6 prove accettabili.

5.3.4.7 Procedura per la Caratterizzazione Meccanica a Caldo

La Caratterizzazione Meccanica a Caldo (CMC) consiste nel sottoporre i campioni, precedentemente sottoposti ad un prefissato programma di riscaldamento, ad una prova di resistenza a compressione. La CMC viene effettuata a varie temperature e su gruppi di campioni di numerosità differente in funzione della temperatura, come di seguito elencato:

Temperatura CMC [°C]	Quantità Campioni
100	3
200	3
400	6
500	6
600	6
700	6

Tabella 5-1: Numerosità campioni in funzione della temperatura nella CMC

Sono prelevati in maniera casuale 6 campioni di una stessa famiglia (ad. es. i numeri 2, 12, 22, 32, 42 e 52) sui quali effettuare la CMC. Tali campioni devono essere privi di difetti (scheggiature, crepe. Etc..), devono aver superato il controllo di condizionamento, il controllo di planarità e non devono essere già stati usati per la prova di Caratterizzazione del Transitorio Termico.

I campioni prescelti vanno strumentati con l'applicazione di una termocoppia come mostrato nello schema seguente:

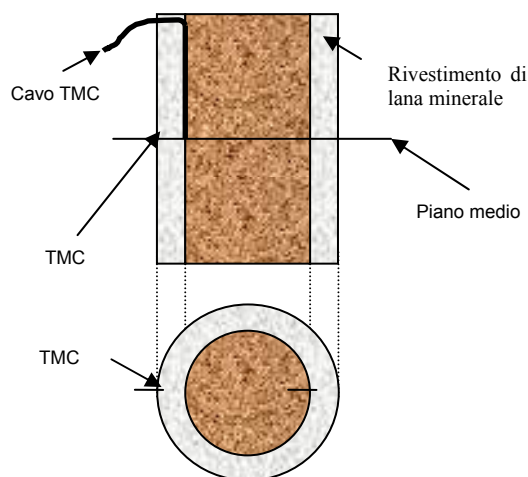



Figura 5-5: Schema di posizionamento termocoppie per CMC

5.3.5 Caratterizzazione Transitorio Termico

La Caratterizzazione Transitorio Termico (CTT) è una procedura di prova che consiste nel monitorare l'andamento delle temperature in 8 punti del campione di prova dove sono state applicate le termocoppie secondo uno schema (vedi Figura 5-6).

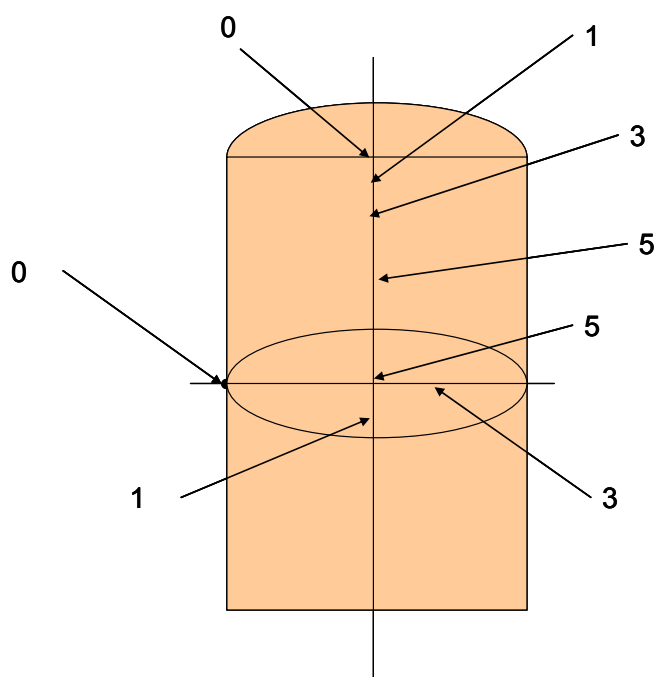



Figura 5-6: Schema di posizionamento termocoppie per CTT

Il campione viene posizionato nel forno a muffola, ad un prefissato programma di riscaldamento e successivamente, una volta raggiunta una distribuzione uniforme di temperatura all'interno del materiale, viene estratto dal forno e inserito nel thermos precedentemente riscaldato a 200 °C per limitare al massimo la dispersione termica. Si registra la riduzione della temperatura del campione per ulteriori 3 minuti dall'estrazione

dal forno al fine di avere le ulteriori informazioni per correggere eventualmente i dati provenienti dalla CMC.

Dall'osservazione dei diagrammi della CTT di ciascun campione, che per brevità non sono riportati, si è potuto desumere che la combinazione dello strato di lana minerale intorno al campione, più il predetto thermos pre-riscaldato, limitano la dispersione di calore nel campione nel breve intervallo di tempo (circa 1 min) compreso dal prelievo dal forno del campione al raggiungimento della resistenza di picco nella prova a compressione. La riduzione di temperatura registrata è dell'ordine del 5-10 %.

5.3.6 Descrizione strumentazione

5.3.6.1 LVDT

La corsa del pistone della pressa LBG è stata monitorata utilizzando trasduttori di spostamento induttivi a pistoncino con sistema a molla di ritorno della HBM serie WSF con estensione massima di 20 mm, sensibilità 10±15% mV/V

5.3.6.2 Convertitore di segnale

Il convertitore di segnale è un apparato progettato e realizzato in sede per adattare e mediare i segnali provenienti dai 3 trasduttori di spostamento LVDT all'ingresso del CH2 della centralina UDI16/4. Questo sistema permette di monitorare in tempo reale a schermo il comportamento elastico del provino.

5.3.6.3 Generatore di funzioni

E' stato necessario l'utilizzo del generatore di funzione Agilent 33120A per alimentare i trasduttori di spostamento i quali richiedono una tensione sinusoidale di frequenza 5KHz e una amplificazione pari a 7,2 Vpp.

5.3.6.4 Pressa

Macchina di compressione isostatica universale computerizzata e servocomandata della LBG S.r.l. mod C300 con doppia possibilità di prova: compressione fino a 3000 KN per test su provini cubici e cilindrici e flessione fino a 2000 KN per test su travetti. La precisione è di ± 1% e la ripetibilità di 1 %.

5.3.6.5 Software di controllo

Il sistema di acquisizione dati, TCSoft2004Plus Servo Control Hydra Vers. 1.0, è stato fornito insieme al sistema della pressa dalla stessa LBG srl

5.3.7 Presentazione dei risultati di prova

In questo capitolo vengono presentati i risultati di prova, organizzati per famiglia di materiale. Le famiglie di materiale sottoposte a prova in conformità alla procedura descritta in questo documento sono le seguenti:

- Laterizio (CLAY)
- Calcestruzzo Autoclavato Aerato (AAC)
- Calcestruzzo alleggerito, prima tipologia (LWC)
- Calcestruzzo alleggerito “facciavista” (LWC-FV)
- Calcestruzzo alleggerito “Lapillo” (LWC-LAP)

Per ciascun materiale vengono presentati i dati seguenti:

- Descrizione del materiale, scheda tecnica, data di consegna etc.
- Diagrammi carico-spostamento raggruppati per tipologia di prova (ad es. CMF, CMC-400, CMC-500, etc.)
- Diagrammi riportanti l’andamento del carico di rottura e dell’accorciamento assiale a rottura, entrambi in funzione della temperatura
- Grafici adimensionali raffiguranti l’andamento del carico di rottura relativo a quello a temperatura ambiente ed i punti di rottura nel piano tensione-deformazione.

Si evidenzia che i diagrammi carico-spostamento, raggruppati per tipologia, sono affetti da un valore di offset dell’accorciamento a carico nullo diverso caso per caso. E’ ovvio che tale valore andrebbe eliminato per ciascuna prova, ma questo non permetterebbe di disporre di una chiara possibilità di lettura del risultato maturato. Per tutte le elaborazioni successive è stato depurato il valore di accorciamento dal valore di offset.

I risultati sperimentali della campagna di prove di caratterizzazione termo-meccanica alle alte temperature sono riportate nell’Appendice B.

5.3.8 Procedura per la determinazione sperimentale della conduttività termica

Grazie alle sperimentazioni condotte nell'ambito della ricerca scientifica sulle murature portanti, in particolare tramite le prove denominate "Caratterizzazione del Transitorio Termico", è possibile determinare sperimentalmente la diffusività termica del materiale sottoposto a prova. Inoltre, assumendo l'andamento di densità e calore specifico in funzione della temperatura riportato nella letteratura tenica di settore (eurocodici) è possibile stimare la conduttività termica del materiale in funzione della temperatura.

5.3.8.1 Generalità sulla prova

La prova di Caratterizzazione del Transitorio Termico (CTT) consiste nell'inserire un campione appositamente strumentato con termocoppie e protetto da uno strato di lana minerale all'interno di un forno a muffola, programmato per seguire un particolare programma termico; una volta raggiunta all'interno del campione la temperatura uniforme desiderata, il cilindro viene estratto ed inserito in un contenitore di calcestruzzo autoclavato aerato appositamente realizzato e viene fatto raffreddare. Durante tutto l'esperimento, un acquisitore registra le temperature lette dalle termocoppie con cadenza pari a 2 s. Ulteriori dettagli sulla prova sono riportati nel §5.3.5.

5.3.8.2 Equazione del calore

Si consideri la seguente espressione dell'equazione del calore, basata su un legame costitutivo di tipo Fourier per un corpo tridimensionale e per un materiale le cui caratteristiche termo-fisiche siano funzione soltanto della temperatura:

$$\vec{\nabla} \cdot \left(\lambda(\theta)\vec{\nabla}\theta\right) = \rho(\theta)c(\theta)\frac{\partial \theta}{\partial t},$$

dove con il puntino si è indicata l'operazione "prodotto scalare" e $\vec{\nabla}$ è l'operatore Nabla, la cui espressione in coordinate cartesiane è $\vec{\nabla} = \left(\frac{\partial}{\partial x}; \frac{\partial}{\partial y}; \frac{\partial}{\partial z}\right)$.

Ovviamente non è possibile estrarre $\lambda(\theta)$ dall'operatore Nabla, in quanto essa, tramite θ, dipende dalle coordinate spaziali x, y e z. Applicando quindi la regola di derivazione del prodotto si perviene all'espressione seguente.

$$\frac{d\lambda}{d\theta}\vec{\nabla}\theta \cdot \vec{\nabla}\theta + \lambda(\theta)\nabla^2\theta = \rho(\theta)c(\theta)\frac{\partial \theta}{\partial t}.$$

Tale equazione è valida in ogni punto interno al dominio in esame, coincidente in questo caso con il volume cilindrico occupato dal campione, a prescindere dalle particolari condizioni a contorno.

5.3.8.3 Considerazioni sul campo termico all'interno del campione

Prima di essere estratto dal forno, la temperatura del campione risulta omogenea; successivamente, una volta estratto, la temperatura al suo interno diminuirà con evoluzioni temporali diverse da punto a punto e dipendenti dalle particolari condizioni a contorno.

Tuttavia, vista la simmetria del campione e delle condizioni a contorno si può osservare che il campo termico è dotato sia di simmetria cilindrica (invarianza rispetto ad un'arbitraria rotazione attorno all'asse del cilindro) sia di un piano di simmetria coincidente con il piano medio del campione.

Ciò premesso, si consideri la termocoppia posizionata al centro geometrico del campione; in corrispondenza di esso, il campo termico presenta un massimo relativo, e conseguentemente, il gradiente di θ risulta nullo, in formule:

$$\vec{\nabla}\theta = \vec{0}$$

Pertanto, l'equazione del calore precedentemente fornita si semplifica in:

$$\lambda(\theta)\nabla^2\theta = \rho(\theta)c(\theta)\frac{\partial\theta}{\partial t}.$$

5.3.8.4 Soluzione numerica

A questo punto è necessario approssimare le derivate parziali che figurano nell'equazione del calore nel caso in esame tramite differenze finite.

Si consideri il sistema di riferimento cartesiano ortogonale (RCOxyz) avente origine in corrispondenza del centro geometrico del campione, e cioè del punto d'intersezione dell'asse del cilindro con il piano intermedio, avente assi x ed y appartenenti a tale piano intermedio e z di conseguenza coincidente con l'asse del campione. In questo modo, sviluppando la temperatura ad un generico istante t in serie di McLaurin al secondo ordine otteniamo:

$$\theta(\Delta x,0,0,t) \approx \theta(0,0,0,t) + \left.\frac{\partial\theta}{\partial x}\right|_{x=0}\Delta x + \left.\frac{\partial^2\theta}{\partial x^2}\right|_{x=0}\frac{(\Delta x)^2}{2}$$

$$\theta(-\Delta x,0,0,t) \approx \theta(0,0,0,t) - \left.\frac{\partial\theta}{\partial x}\right|_{x=0}\Delta x + \left.\frac{\partial^2\theta}{\partial x^2}\right|_{x=0}\frac{(\Delta x)^2}{2}$$

Sommando tali espressioni si ha:

$$\theta(\Delta x,0,0,t)+\theta(-\Delta x,0,0,t)=2\theta(0,0,0,t)+\left.\frac{\partial^2\theta}{\partial x^2}\right|_{x=0}(\Delta x)^2,$$

da cui si può esplicitare

$$\left.\frac{\partial^2\theta}{\partial x^2}\right|_{x=0}=\frac{\theta(\Delta x,0,0,t)-2\theta(0,0,0,t)+\theta(-\Delta x,0,0,t)}{(\Delta x)^2}.$$

Assumendo come incremento *Δx* la distanza lungo il raggio tra la termocoppia TC25 e la TC23, ed anche considerata la simmetria del campo termico sopra osservata è possibile scrivere, con riferimento ai numeri delle termocoppie.

$$\left.\frac{\partial^2\theta}{\partial x^2}\right|_{x=0}=\frac{2[\theta_{23}(t)-\theta_{25}(t)]}{(\Delta x)^2}.$$

Considerata la simmetria cilindrica del problema in esame si avrà inoltre:

$$\left.\frac{\partial^2\theta}{\partial y^2}\right|_{y=0}=\left.\frac{\partial^2\theta}{\partial x^2}\right|_{x=0}=\frac{2[\theta_{23}(t)-\theta_{25}(t)]}{(\Delta x)^2}.$$

Per quanto riguarda l'asse *z* invece:

$$\left.\frac{\partial^2\theta}{\partial z^2}\right|_{z=0}=\frac{2[\theta_{15}(t)-\theta_{25}(t)]}{(\Delta z)^2},$$

dove *Δz* è la distanza tra la TC15 e la TC25.

La derivata rispetto al tempo può essere effettuata tramite differenze finite con passo *Δt*.

$\theta(P,t+\Delta t)\approx\theta(P,t)+\frac{\partial\theta}{\partial t}\Delta t$, da cui si ricava

$$\frac{\partial\theta}{\partial t}=\frac{\theta_{25}(t+\Delta t)-\theta_{25}(t)}{\Delta t}.$$

In definitiva, è possibile misurare indirettamente la conduttività termica tramite l'espressione:

$$\lambda[\theta_{25}(t)]=\rho[\theta_{25}(t)]c[\theta_{25}(t)]\frac{\theta_{25}(t+\Delta t)-\theta_{25}(t)}{\Delta t}\frac{1}{\frac{4[\theta_{23}(t)-\theta_{25}(t)]}{(\Delta x)^2}+\frac{2[\theta_{15}(t)-\theta_{25}(t)]}{(\Delta z)^2}}.$$

5.3.8.5 Applicazione del metodo ad un campione in LWC

Il metodo appena descritto è stato applicato ad un campione di calcestruzzo leggero. L'acquisizione delle temperature si è articolata nelle due fasi seguenti:

- Nell'intervallo [0 – 2700] s con cadenza pari a 2 s;
- Da 2700 s fino al ritorno alla temperatura ambiente (circa 9.0e4 s) con cadenza pari a 120 s.

Le figure seguenti mostrano l'andamento delle temperature registrate nei due intervalli summenzionati.

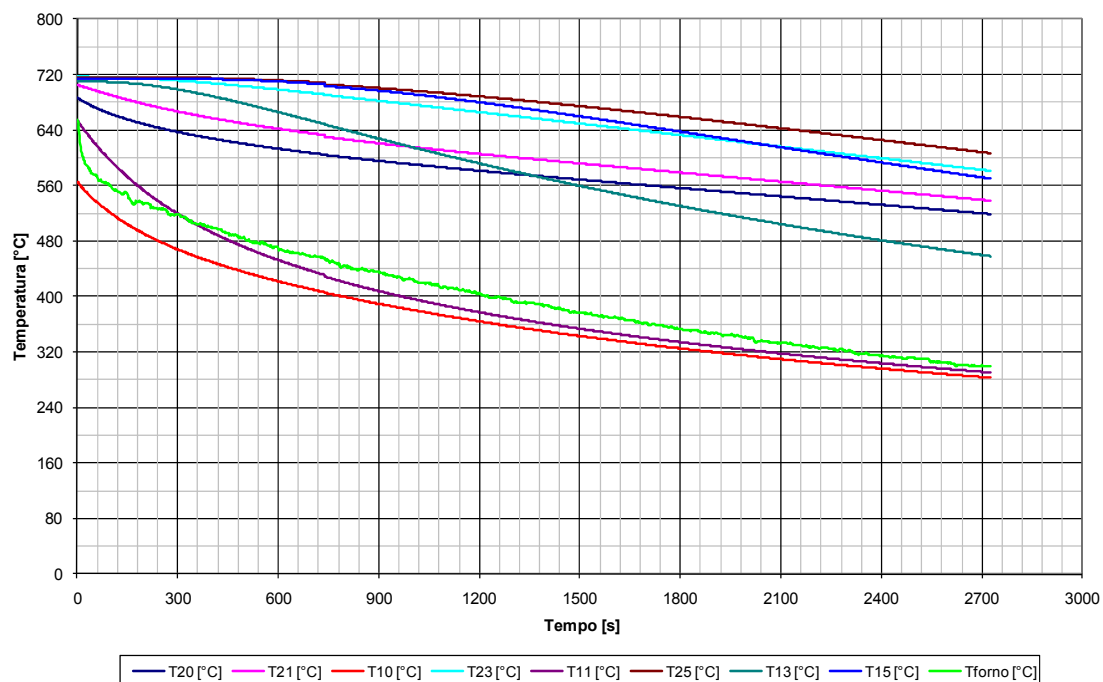



Figura 5-7: Raffreddamento campione LWC primo intervallo

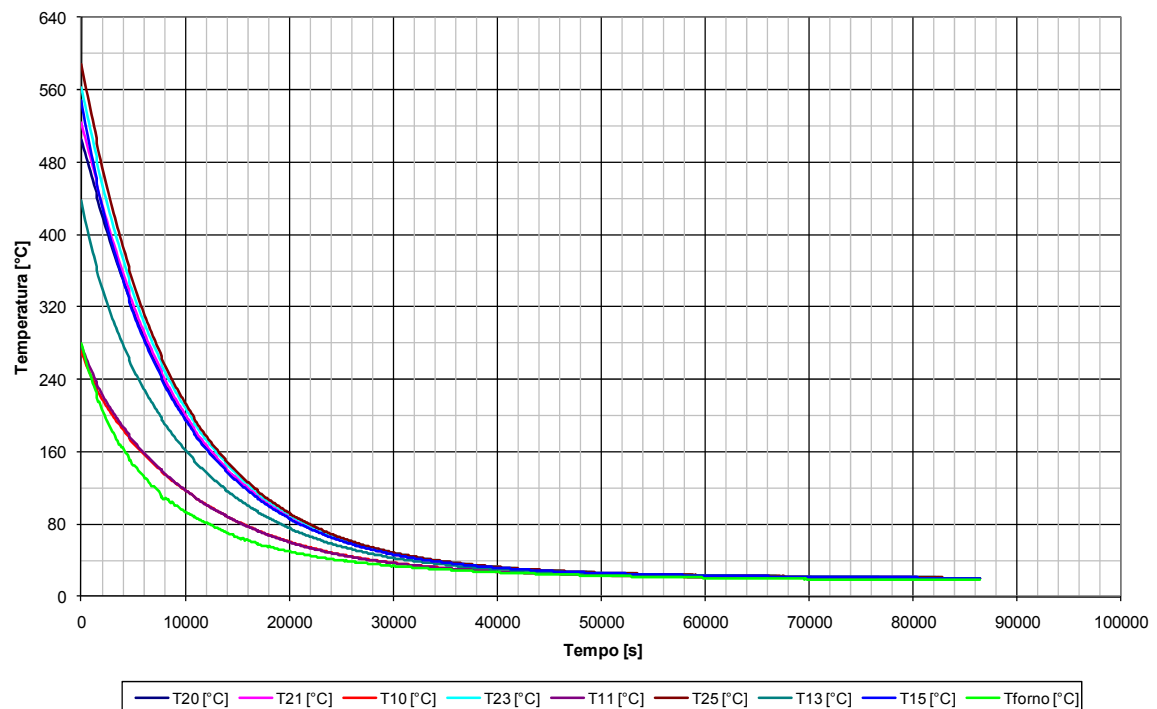



Figura 5-8: Raffreddamento campione LWC secondo intervallo

Applicando il metodo numerico in oggetto, è stato determinato l'andamento della conducibilità termica in funzione della temperatura. La curva risultante è stata inoltre interpolata tramite una funzione polinomiale del secondo ordine, la cui equazione, riportata peraltro anche nel grafico seguente, è:

$$\lambda(\theta) = 4.61 \cdot 10^{-8} \theta^2 - 4.13 \cdot 10^{-4} \theta + 6.42 \cdot 10^{-1}.$$

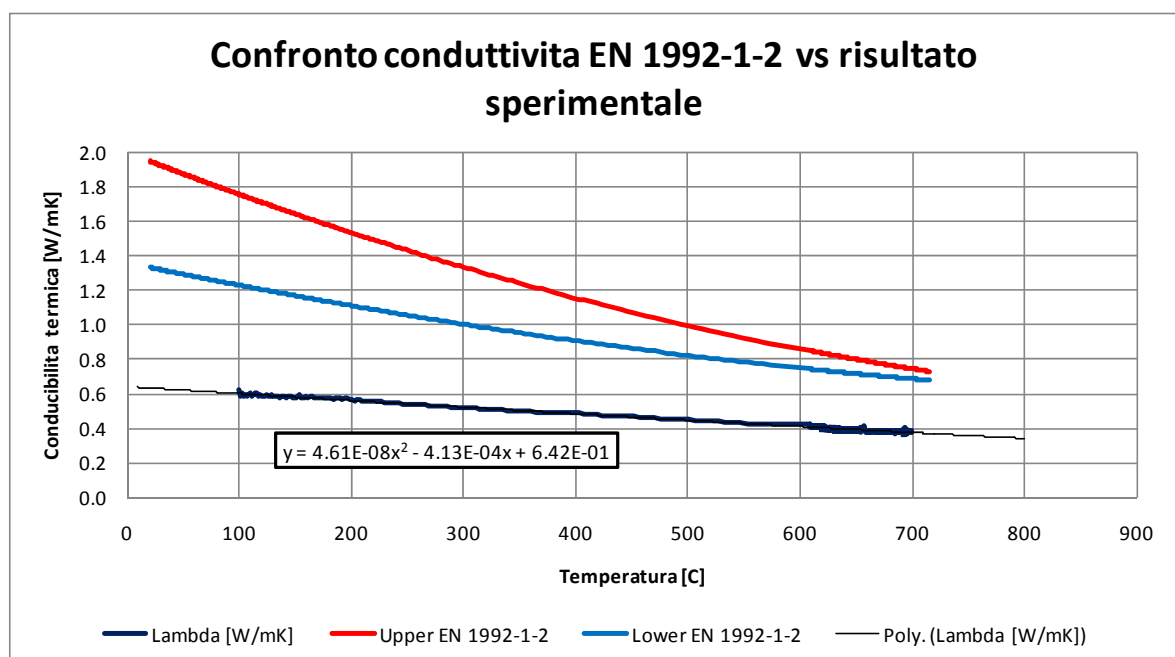



Figura 5-9: Confronto conduttività EN 1992-1-2 con quella sperimentale

Come si può osservare, la curva determinata sperimentalmente, risulta inferiore a quelle previste nella EN 1992-1-2. Ciò può essere spiegato considerando che, mentre le curve proposte nella citata norma fanno riferimento a calcestruzzi da getto, quella determinata sperimentale è relativa ad un materiale il cui impiego è previsto esclusivamente nelle murature non portanti. Nel primo caso infatti il fuso granulometrico del calcestruzzo risulta "chiuso"; in altre parole, tutte le diverse dimensioni caratteristiche degli inerti risultano correttamente presenti nell'impasto. Nel secondo caso, invece, non dovendo il prodotto assolvere a funzioni portanti, e anche a vantaggio dell'isolamento termico e acustico, qualità oggi sempre più richieste da questo tipo di prodotti, vengono a mancare gli inerti più piccoli, facendo sì che, a causa della presenza di bolle d'aria, la conduttività termica del materiale risulti inferiore.

Ciò è confermato anche dai dati tecnici relativi alla temperatura ambiente presenti sui *datasheet* dei produttori o altri enti. Ad esempio, sul documento KlimaHaus Casaclima, redatto dall'agenzia per l'ambiente – Ufficio Aria e Rumore della Provincia Autonoma di Bolzano – Alto Adige si legge:

Materiale	**Conducibilità [W/mK]**
Cls ordinario	1,6
CLS alleggerito con argilla espansa	0,45
CLS alleggerito con argilla espansa > 1100 kg/m^3	0,7

perfettamente in linea con quanto prescritto nella EN 1992-1-2 e riscontrato sperimentalmente nel caso del calcestruzzo alleggerito per blocchi.

5.3.9 Analisi dei dati e determinazione del carico di rottura di progetto

Tramite le prove sperimentali sopra descritte, per ogni differente materiale e per ogni temperatura di prova, sono stati raccolti i dati relativi alla tensione di rottura dei diversi campioni. Ovviamente, tali valori presentano una dispersione per cui è risultato necessario procedere dapprima all'introduzione di una idonea funzione densità di probabilità, atta a descrivere in modo sufficientemente accurato la dispersione sperimentale, e successivamente alla verifica della stessa.

A tal fine si è seguita la procedura descritta in "Progetto di sistemi meccanici", di Cirillo, F., che consiste in particolare nei seguenti passi:

1. Suddividere la gamma di variazione di X (nel caso in parola la tensione di rottura) in k intervalli reciprocamente escludentisi e numericamente convenienti A_i, $i = 1,\ldots,k$. Sia n_i il numero di campioni contenuti in A_i.
2. Stimare gli r parametri della distribuzione (in questo caso μ e σ) utilizzando il metodo della massima verosimiglianza a partire dai dati sperimentali. Nel caso in parola si è assunto $\mu = \frac{1}{n}\sum_{i=1}^{n} X_i$ e $\sigma = \sqrt{\frac{1}{n-1}\sum_{i=1}^{n}(X_i - \mu)^2}$.
3. Calcolare le probabilità teoriche $P(A_i) = p_i$, $i = 1,\ldots,k$, tramite la distribuzione ipotizzata con i valori dei parametri stimati.
4. Valutare d secondo l'equazione $d = \sum_{i=1}^{k} \frac{n_i^2}{np_i} - n$.
5. Selezionare un valore per α e determinare per la distribuzione di χ^2 , con $k - r - 1$ gradi di libertà il valore $\chi^2_{k-r-1,\alpha}$. Chiaramente si considera $k - r - 1 > 0$.
6. Rifiutare l'ipotesi H se $d > \chi^2_{k-r-1,\alpha}$. Altrimenti accettarla.

A titolo di esempio si illustra di seguito l'applicazione della presente procedura ai risultati delle prove relative al calcestruzzo autoclavato aerato (AAC).

Temp. Prova [°C]	**20**	**100**	**200**	**400**	**500**	**600**	**700**
	3.966303	4.290215	4.704154	4.448833	4.411867	4.010182	3.647162
	4.125023	4.497561	4.928162	4.266249	4.359276	3.954253	3.105006
	4.041735	4.457282	5.010201	4.502964	4.401598	3.796247	3.847949
	4.195064	-	-	4.792092	4.184081	3.866222	3.512233
	4.30599	-	-	3.469826	4.234277	3.82137	3.451592
	4.137383	-	-	4.762506	4.643725	3.81298	3.523635
$\mu = \frac{1}{n}\sum_{i=1}^{n} X_i$	4.128583	4.415019	4.880839	4.373745	4.372471	3.876876	3.514596
$\sigma = \sqrt{\frac{1}{n-1}\sum_{i=1}^{n}(X_i - \mu)^2}$	0.118204	0.109944	0.158416	0.485203	0.161704	0.086644	0.245161

Gli estremi degli intervalli A_i sono stati fissati suddividendo l'intervallo 4.1 – 4.5 con passo 0.1, ottenendo così $k = 5$ intervalli.

Si sono poi calcolate le grandezze p_i, np_i e $\frac{n_i^2}{np_i}$, riportate nella tabella seguente.

***Intervalli* A$_i$**	***Frequenza***	**P$_i$**	**p$_i$**	**n p$_i$**	$\frac{n_i^2}{np_i}$
4.1	2	4.04E-01	4.04E-01	8.09E-01	1.65E+00
4.2	3	7.27E-01	3.23E-01	9.68E-01	4.65E+00
4.3	0	9.26E-01	1.99E-01	0.00E+00	0.00E+00
4.4	1	9.89E-01	6.27E-02	6.27E-02	2.66E+00
4.5	0	9.99E-01	9.99E-03	0.00E+00	0.00E+00
> 4.5	0	1.00E+00	8.38E-04	0.00E+00	0.00E+00
		Σ	1.00E+00	1.84E+00	8.96E+00

Pertanto si può calcolare $d = \sum_{i=1}^{k} \frac{n_i^2}{np_i} - n = 8.96 - 6 = 2.96$. Tenuto conto che il numero di gradi di libertà corrisponde a $k - r - 1 = 2$, si calcola: $\chi^2_{2,0.05} = 5.99$.

Poiché $d < \chi^2_{2,0.05}$ la distribuzione scelta approssima i dati sperimentali con un livello di confidenza accettabile. Si noti che, in base al livello di significatività selezionato, si ammette di rigettare l'ipotesi *H* con una probabilità del 5% anche quando essa è vera.

A questo punto si può definire un valore caratteristico per la resistenza a compressione, scegliendo un opportuno frattile della distribuzione di probabilità determinata come sopra illustrato.

In particolare, nel caso numerico trattato, considerato che il valore medio e la deviazione standard della distribuzione, risultano rispettivamente a 20 °C pari a 4.13 e 0.12, il valore al frattile 5%, solitamente utilizzato per le proprietà del materiale a vantaggio della sicurezza, si determina come $f_{k,20} = \mu e^{-\frac{1.64\sigma}{\mu}} = 3.93 \quad N/mm^2$.

Allo stesso modo si calcolano le tensioni di rottura alle altre temperature ottenendo la tabella seguente.

Temperatura [° C]	20	100	200	400	500	600	700
Valore Medio [N/mm^2]	4.1	4.4	4.9	4.4	4.4	3.9	3.5
Dev. Standard [N/mm^2]	0.1	0.1	0.2	0.5	0.2	0.1	0.2
f_k [N/mm^2]	3.9	4.2	4.6	3.6	4.1	3.7	3.1

Tabella 5-2: tensione di rottura caratteristica in funzione della temperatura per AAC

L'analisi appena descritta, insieme a quelle relative alle altre tipologie di materiale è riportata nel lavoro: "Mechanical behaviour of masonry materials at high temperatures", M. Andreini et Al. (attualmente in attesa di pubblicazione). In tale articolo, seguendo quanto proposto da Terro "Numerical modeling of the behaviour of concrete structures in fire". ACI Structural Journal 1998; 95(2): 183-193, la variazione dei valori medi e caratteristici del carico di rottura a compressione in funzione della temperatura è stata descritta tramite una funzione polinomiale del terzo ordine, in particolare:

$$\hat{X}(\theta) = A_0 + A_1\theta + A_2\theta^2 + A_3\theta^3 ,$$

dove X rappresenta la tensione di rottura media e quella caratteristica.

Le seguenti tabelle, tratte dal citato lavoro riportano i coefficienti della funzione sopra riportata, per le tipologie di materiale sottoposte a prova.

Tipo di materiale	Resistenza a compressione [N/mm^2]	A_0 [N/mm^2]	A_1 [°C^{-1} N/mm^2]	A_2 [°C^{-2} N/mm^2]	A_3 [°C^{-3} N/mm^2]
CLAY	f_m	3.4560E+01	-7.3733E-04	0	0
	f_k	2.7256E+01	-8.0721E-03	0	0
AAC	f_m	4.1286E+00	5.2873E-03	-1.3215E-05	6.2967E-09
	f_k	3.9392E+00	4.3060E-03	-1.2166E-05	6.5754E-09
LWC	f_m	1.9311E+01	1.8634E-03	-2.0841E-05	0

	f_k	1.6738E+01	3.6160E-03	- 1.8514E-05	0
LWC-LAP	f_m	1.5295E+01	- 8.5412E-03	0	0
	f_k	1.3004E+01	- 8.9907E-03	0	0
LWC-FV	f_m	2.8195E+01	- 6.5886E-03	0	0
	f_k	2.3698E+01	- 2.0821E-03	0	0

Le figure seguenti mostrano i grafici dei risultati sperimentali e delle curve interpolanti[14].

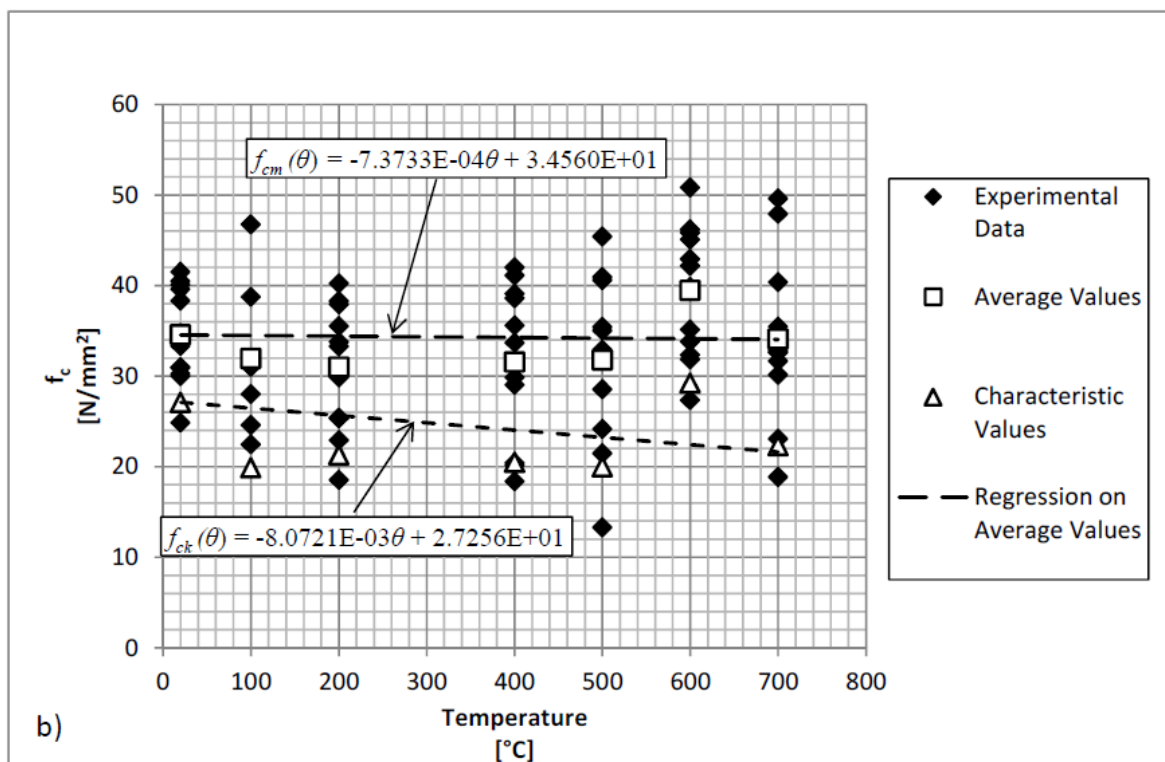



Figura 5-10: Resistenza a compressione CLAY

[14] Si noti che nei grafici in parola, i risultati ottenuti alla temperatura di 20 gradi sono stati considerati ottenuti alla temperatura di 0 gradi. Tale assunzione ha un impatto assai limitato sul valore numerico del carico di rottura.

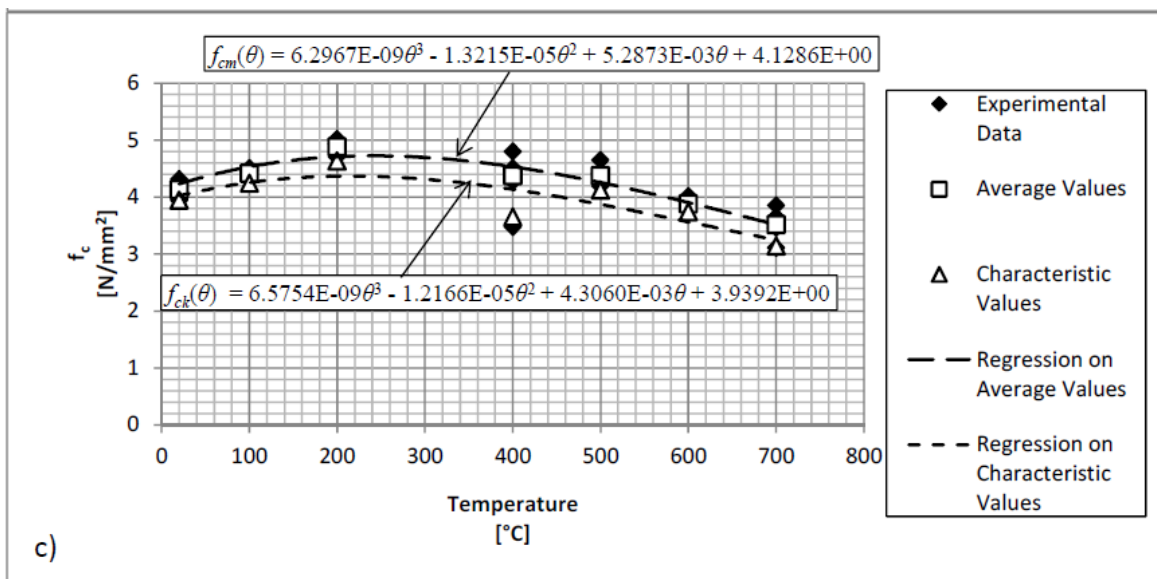



Figura 5-11: Resistenza a compressione AAC

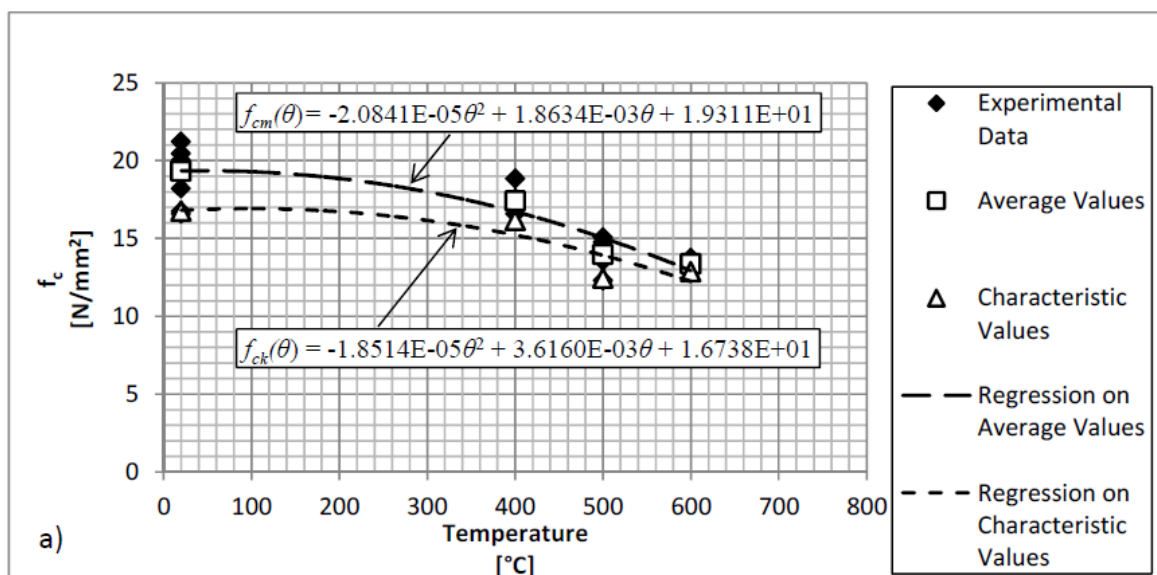



Figura 5-12: Resistenza a compressione LWC

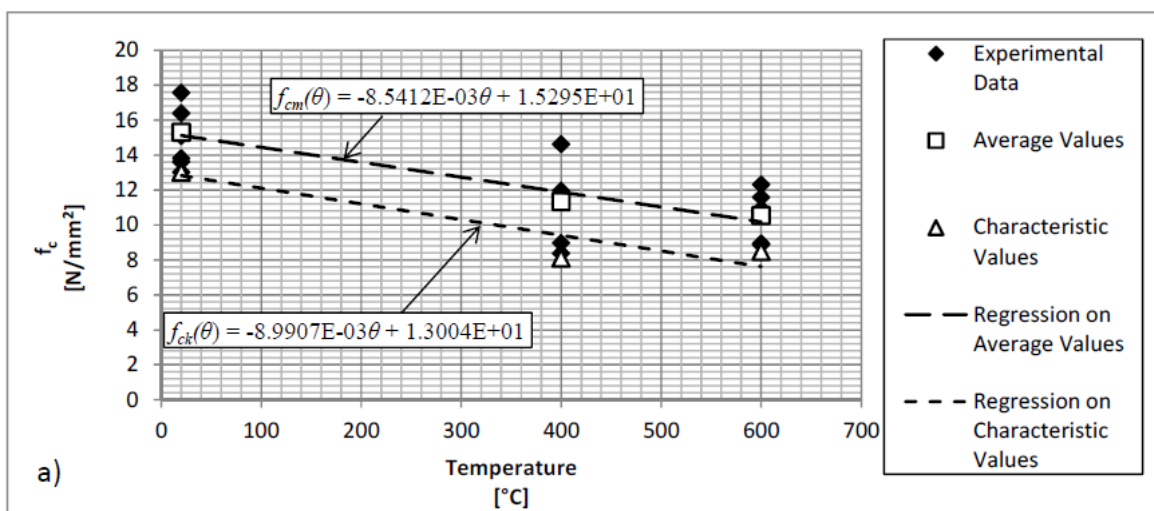



Figura 5-13: Resistenza a compression LWC-LAP

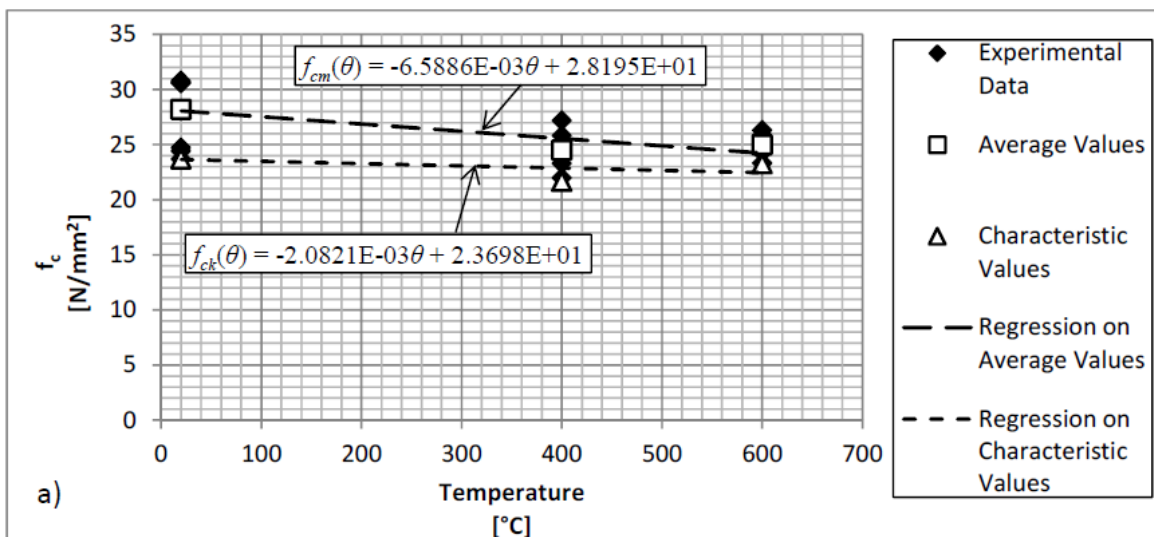



Figura 5-14: Resistenza a compression LWC-FV

5.4 Il metodo semplificato per la verifica delle murature in caso d'incendio

5.4.1 Generalità

La norma europea si applica a strutture in muratura alle quali, per ragioni connesse alla sicurezza al fuoco, è richiesto di svolgere, in caso di incendio, le seguenti funzioni:

- Evitare il crollo prematuro della costruzione (funzione portante);
- Limitare la propagazione del fuoco (fiamme, gas caldi, calore eccessivo) oltre aree stabilite (funzione di separazione).

Essa si applica a:

- Muri interni non portanti
- Muri esterni non portanti
- Muri interni portanti con funzione separante o non separante
- Muri esterni portanti con funzione separante o non separante

La norma risolve il problema progettuale attraverso un metodo tabellare o attraverso un metodo analitico sia semplificato che avanzato. In tutti e tre gli approcci frequenti sono i richiami alla norma EN 1991-1-1 che fornisce alcuni elementi essenziali per la determinazione di grandezze geometriche e meccaniche a freddo necessarie per la successiva implementazione del metodo scelto.

Nel metodo di calcolo semplificato, la capacità portante viene determinata dalle condizioni al contorno della sezione trasversale residua della muratura per stabiliti tempi di esposizione al fuoco usando il carico a temperatura ordinaria. Il metodo di calcolo semplificato è applicabile a murature e pilastri in muratura sotto esposizione standard, costruite con le seguenti combinazioni di blocchi-malta:

A. blocchi di argilla: gruppi 1S e 1, resistenza unitaria di progetto f_b 10 – 40 N/mm^2, densità lorda 1000 – 2000 kg/m^3, malta regolamentare;

B. blocchi di calcio – silicato: gruppi 1S e 1, resistenza unitaria di progetto f_b 10 – 40 N/mm^2, densità lorda 1500 – 2000 kg/m^3, malta regolamentare;

C. blocchi di calcestruzzo con aggregati densi: gruppo 1, resistenza unitaria di progetto f_b 10 – 40 N/mm^2, densità lorda 1500 – 2000 kg/m^3, malta regolamentare;

D. blocchi di calcestruzzo con aggregati leggeri: gruppi 1S e 1, resistenza unitaria di progetto f_b 4 – 8 N/mm^2, densità lorda 600 – (pomice) 1000 kg/m^3, malta leggera;

E. blocchi di calcestruzzo autoclavato e aerato: gruppo 1, resistenza unitaria di progetto f_b 2 – 6 N/mm^2, densità lorda 400 – 700 kg/m^3, malta regolamentare.

Nel metodo di calcolo semplificato, la relazione tra dilatazione termica e temperatura della muratura può essere considerata lineare. In questo caso la dilatazione può essere

determinata tramite prove sperimentali oppure attraverso le relazioni diagrammate contenute nell'allegato D della norma.

Qui di seguito si riportano le fasi procedurali attraverso cui si articola il metodo semplificato in esame:

1. Determinazione del profilo di temperatura nella sezione trasversale, identificando la porzione della sezione strutturalmente inefficace e quella residua;
2. Calcolo della capacità portante allo stato limite ultimo (esposizione al fuoco);
3. Verifica che la capacità portante della sezione residua sia maggiore di quella derivante dalle rilevanti combinazioni di carico o azioni.

Allo stato limite relativo alla situazione di incendio, il valore di progetto del carico verticale (N_{Ed}) applicato sul muro o sul pilastro deve essere minore o uguale al valore di progetto della resistenza verticale del muro o pilastro in condizioni di incendio ($N_{Rd,fi(\theta i)}$); ovvero:

$$N_{Ed} \leq N_{Rd,fi(\theta i)} \tag{1}$$

Il valore di progetto della resistenza verticale del muro o pilastro è dato dall'espressione:

$$N_{Rd,fi(\theta i)} = \Phi(f_{d\theta 1}A_{\theta 1} + f_{d\theta 2}A_{\theta 2}) \tag{2}$$

dove:

- Φ fattore di riduzione della capacità portante al centro dell'altezza del muro ottenuto come di seguito descritto
- $f_{d\theta 1}$ resistenza di progetto a compressione del muro in corrispondenza di una temperatura minore o uguale ad un prestabilito valore θ_1
- $f_{d\theta 2}$ resistenza di progetto a compressione del muro in corrispondenza di temperature comprese tra due prestabiliti valori θ_1 e θ_2. Tra $f_{d\theta 1}$ e $f_{d\theta 2}$ vale la relazione $f_{d\theta 2} = c \cdot f_{d\theta 1}$ dove c è la costante ottenuta da prove di resistenza a rottura effettuate su muri ad elevate temperature già menzionata in precedenza
- $A_{\theta 1}$ area della sezione orizzontale del muro dove sono raggiunte temperature inferiori a θ_1

– $A_{\theta 2}$ area della sezione orizzontale del muro dove sono raggiunte temperature comprese tra θ_1 e θ_2

5.4.2 Calcolo di Φ

Il fattore Φ al centro dell'altezza del muro può essere determinato facendo riferimento all'allegato G di [7] come segue:

$$\Phi = A_1 e^{-\frac{u^2}{2}} \tag{3}$$

dove A_1 è un fattore che dipende dall'eccentricità del carico ed è espresso da:

$$A_1 = 1 - 2\frac{e_{mk}}{t} \tag{4}$$

e u è un fattore che dipende dalla snellezza della parete ed è espresso come:

$$u = \frac{\lambda - 0.063}{0.73 - 1.17\frac{e_{mk}}{t}} \tag{5}$$

dove λ è la snellezza della parete ed è espressa tramite la:

$$\lambda = \frac{h_{ef}}{t_{ef}}\sqrt{\frac{f_k}{E}} \tag{6}$$

Il fattore Φ è univocamente determinato noti i valori dei seguenti parametri geometrici e meccanici a freddo:

– t è lo spessore reale della parete

– t_{ef} spessore effettivo della parete

– h_{ef} altezza effettiva della parete

– e_{mk} è l'eccentricità a metà altezza della parete

– f_k resistenza caratteristica a compressione della muratura

– E modulo di elasticità secante a breve termine da determinarsi tramite prove in accordo a [8]. In assenza di un valore determinato tramite prove eseguite in conformità con [8],

il modulo di elasticità secante a breve termine, E, da usare nell'analisi strutturale, può essere considerato pari a $K_E f_k$.

Assumendo K_E = 700, il valore di u diventa:

$$u = \frac{\frac{h_{ef}}{t_{ef}} - 1,67}{19,3 - 31\frac{e_{mk}}{t}} \qquad (8)$$

5.4.2.1 Calcolo di t_{ef}

Lo spessore effettivo di un parete a singolo paramento, parete a doppio paramento, faced wall, shell bedded wall, e di una parete cava, come definite in [7], coincide con lo spessore reale del muro, t.

Lo spessore effettivo di una parete irrigidita tramite contrafforti si ottiene invece tramite l'equazione:

$$t_{ef} = \rho_t \cdot t \qquad (9)$$

dove:

- t_{ef} spessore effettivo
- ρ_t coefficiente ottenuto dalla Tabella 1
- t spessore della parete

Tabella 5-3: **coefficiente di spessore, ρ_t, per pareti irrigidite da contrafforti**

Rapporto tra distanza contrafforti (da centro a centro) e larghezza contrafforti	Rapporto tra lo spessore del contrafforte e lo spessore reale della muratura a cui è collegato		
	1	2	3
6	1,0	1,4	2,0
10	1,0	1,2	1,4
20	1,0	1,0	1,0
NOTA: è consentita l'interpolazione lineare tra i valori dati in tabella			

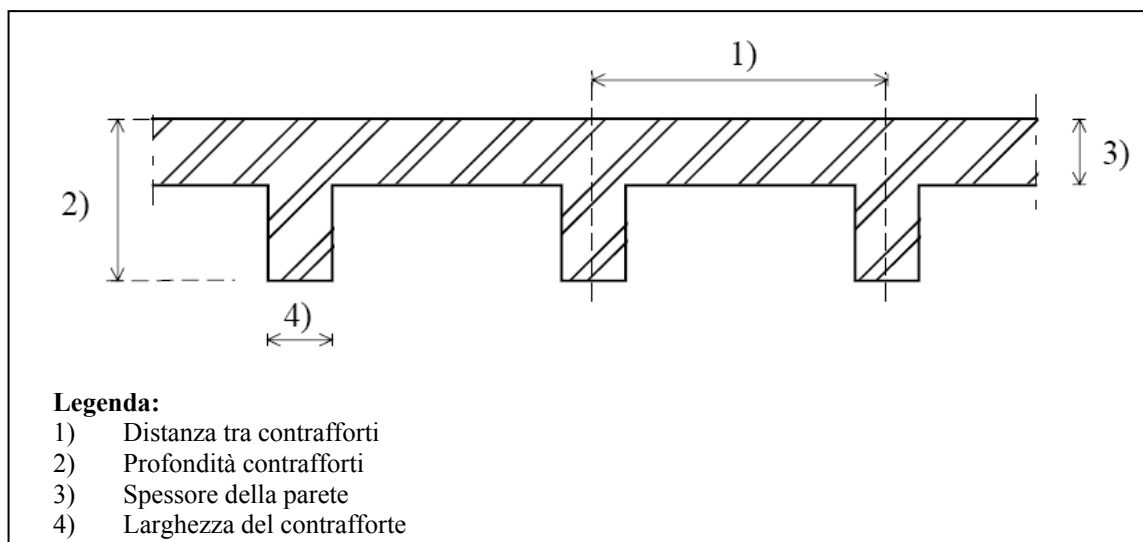



Figura 5-15: Vista schematica delle definizioni utilizzate in Tabella 5-3

Infatti, lo spessore effettivo, t_{ef}, di una cavity wall in cui entrambi i paramenti sono collegati da tiranti in accordo con EN 1996-1-1, dovrà essere determinato tramite l'equazione:

$$t_{ef} = \sqrt[3]{t_1^3 + k_{tef} t_2^3} \qquad (10)$$

dove

- t_1, t_2 spessori reali dei paramenti oppure il loro spessore effettivo, calcolato se necessario tramite l'equazione (9), in particolare t_1 è lo spessore del paramento esterno o del paramento scarico e t_2 è lo spessore del paramento interno o del paramento carico
- k_{tef} fattore che tiene conto dei valori di E relativi ai due paramenti; il valore raccomandato è quello derivante da $k_{tef} = E_2/E_1$ comunque non superiore a 2.

Quando solo un paramento di una cavity wall è caricato, per calcolare lo spessore effettivo si può usare la formula 11, ammesso che i tiranti abbiano flessibilità tale che il paramento scarico non influenzi quello carico. Nel calcolo dello spessore effettivo, lo spessore del paramento scarico deve essere considerato non maggiore di quello del paramento carico.

5.4.2.2 Calcolo dell'altezza effettiva della parete h_{ef}

Il parametro h_{ef} si calcola tramite la:

$$h_{ef} = \rho_n \cdot h \qquad (11)$$

dove h è l'altezza netta della parete e ρ_n è un fattore di riduzione in cui n = 2, 3 o 4 in funzione del numero di lati vincolati o irrigiditi della parete.

Il fattore di riduzione ρ_n può essere determinato in base a quanto segue.

Per pareti vincolate sui lati superiore ed inferiore a solai o coperture in calcestruzzo armato che si estendono da entrambi i lati della muratura allo stesso livello, oppure a solai o coperture in calcestruzzo armato che si estendono da un solo lato ed aventi un cordolo di spessore pari almeno ai 2/3 di quello della parete:

$$\rho_2 = 0{,}75 \quad (12)$$

Tuttavia, se l'eccentricità del carico all'estremità superiore della parete è superiore a 0,25 volte lo spessore della parete si considera:

$$\rho_2 = 1{,}0 \quad (13)$$

Per pareti vincolate sui lati superiore ed inferiore a solai o coperture in legno che si estendono da entrambi i lati della muratura allo stesso livello, oppure a solai o coperture in legno che si estendono da un solo lato ed aventi un cordolo di spessore pari almeno ai 2/3 di quello della parete ma non inferiore ad 85 mm:

$$\rho_2 = 1{,}0 \quad (14)$$

Per pareti vincolate sui lati superiore ed inferiore ed irrigidite su un lato verticale (con un lato verticale libero):

- Quando $h \leq 3{,}5l$

$$\rho_3 = \frac{1}{1 + \left[\frac{\rho_2 h}{3l}\right]^2} \rho_2 \quad (15)$$

dove ρ_2 assume il valore definito al punto a seconda dei casi sopra descritti

- Quando $h > 3{,}5l$,

$$\rho_3 = \frac{1{,}5l}{h} \geq 0{,}3 \quad (16)$$

dove l è la lunghezza della parete

Per pareti vincolate sui lati superiore ed inferiore ed irrigidite su due lati verticali:

- Quando $h \leq 1{,}15l$

$$\rho_4 = \frac{1}{1+\left[\frac{\rho_2 h}{l}\right]^2}\rho_2 \tag{17}$$

dove ρ_2 assume il valore definito al punto 1 o 2 a seconda dei casi ivi descritti

- Quando $h > 1{,}15l$

$$\rho_4 = \frac{0{,}5l}{h} \tag{18}$$

dove l è la lunghezza della parete.

5.4.2.3 Calcolo dell'eccentricità a metà altezza e_{mk}

L'eccentricità a metà altezza della parete, e_{mk}, è definita secondo la formula seguente:

$$e_{mk} = e_m + e_k + e_{\Delta\theta} \geq 0{,}05t \tag{19}$$

dove e_m è l'eccentricità dovuta ai carichi, definita come:

$$e_m = \frac{M_{md}}{N_{md}} + e_{hm} \pm e_i \tag{20}$$

e_k è l'eccentricità dovuta al *creep*[15], definita come

$$e_k = 0{,}002\phi_\infty \frac{h_{ef}}{t_{ef}}\sqrt{t \cdot e_m} \tag{21}$$

e $e_{\Delta\theta}$ è l'eccentricità dovuta all'incendio, definita come

[15] Per pareti che hanno un rapporto di snellezza uguale o minore di λ_c, l'eccentricità dovuta al *creep* e_k può essere posta uguale a zero. Il valore di λ_c suggerito è pari a 15.

$$e_{\Delta\theta} = \frac{1}{8} h_{ef}^2 \frac{\alpha_t(\theta_2 - 20)}{t_{Fr}} \leq h_{ef}/20 \qquad (22)$$

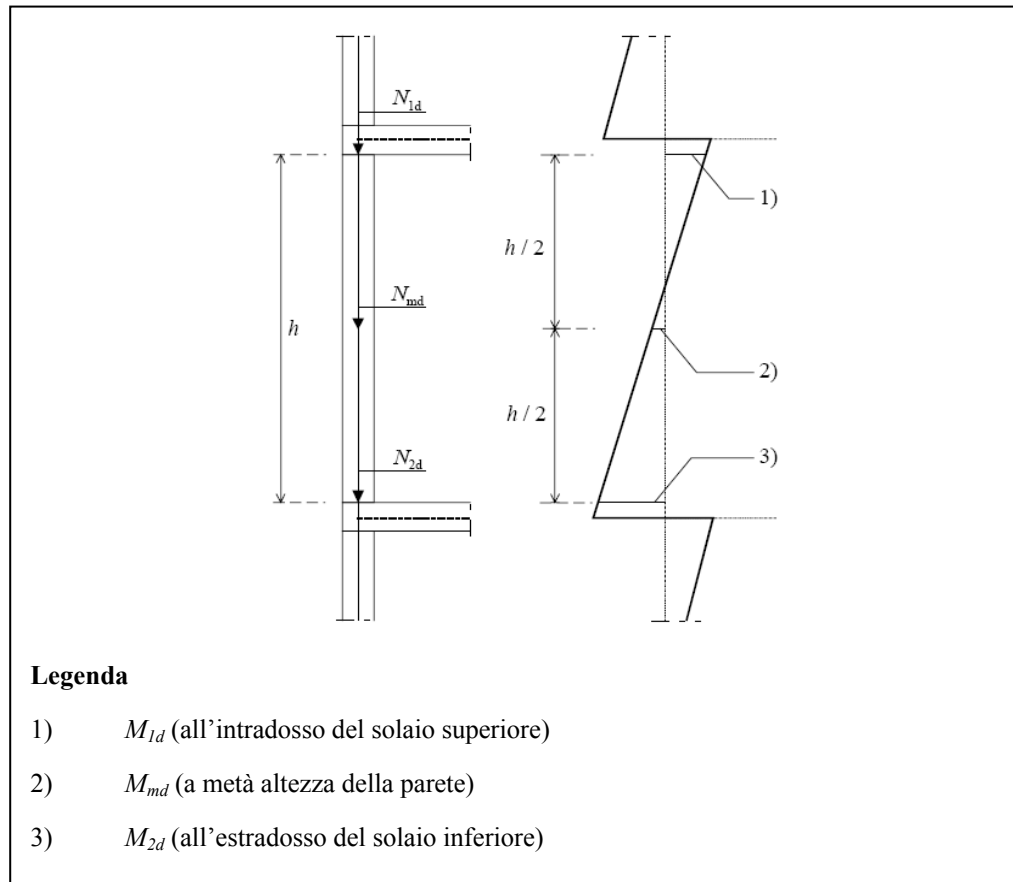



Figura 5-16: Momenti per il calcolo delle eccentricità

Nelle formule precedenti è stata usata la seguente simbologia

- M_{md} valore di progetto del momento massimo a metà altezza della parete risultante dai momenti agenti sulle estremità superiore ed inferiore della parete, includendo ogni carico applicato eccentricamente rispetto alla facciata della parete.

- N_{md} valore di progetto del carico verticale a metà altezza della parete, includendo ogni carico applicato eccentricamente rispetto alla facciata della parte.

- e_{hm} eccentricità a metà altezza della parete risultante dai carichi orizzontali (p.es. il vento)[16]

- e_i eccentricità iniziale, che può essere assunta pari a $h_{ef} / 450$.

- φ_∞ coefficiente di *creep* finale (cfr Tabella 2)

- α_t coefficiente di espansione termica della muratura, in accordo a [7] §3.7.4 (cfr Tabella 2)

- θ_1 temperatura al di sotto della quale si può considerare una resistenza a compressione per il materiale pari a quella a temperatura ambiente

- θ_2 temperatura al di sopra della quale si considera nulla la resistenza residua della muratura

- t_{Fr} spessore della sezione trasversale la cui temperatura è compresa tra θ_1 e θ_2

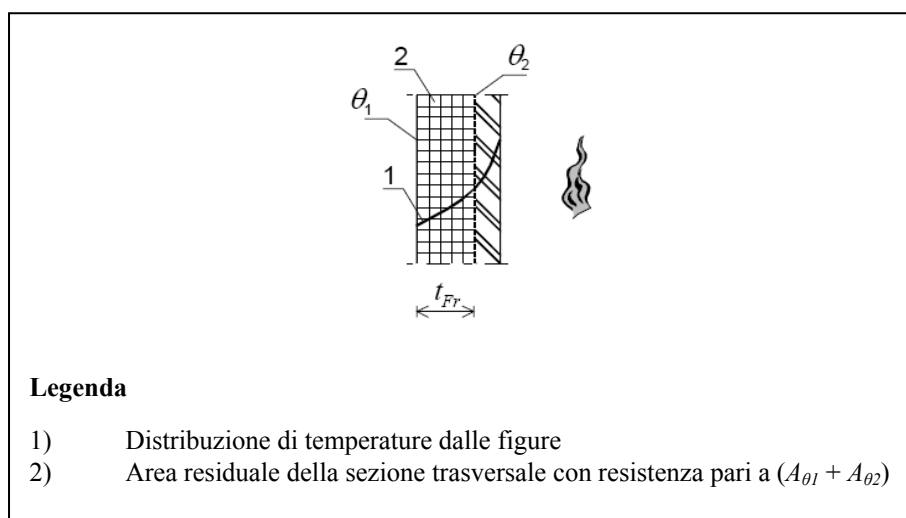



Figura 5-17: Sezione verticale di una muratura

La distribuzione di temperatura attraverso la sezione di una muratura e la temperatura alla quale la muratura diventa inefficace, in funzione del tempo di esposizione, dovrebbe essere ottenuta dai risultati di prove oppure tramite un *database* di risultati di prove. In assenza di risultati di prove o di un *database* si possono usare i grafici riportati in EN 1996-1-2

[16] L'inclusione di e_{hm} dipende dalla combinazione del carico utilizzata per la verifica; occorre prendere in considerazione il suo segno rispetto a quello di M_{md}/N_{md}.

nell'appendice dedicata al metodo avanzato di cui si riporta a titolo di esempio il grafico di Figura 6. Per murature in calcestruzzo aerato autoclavato fare riferimento a [9].

Nella seguente tabella, tratta da [7], vengono indicati, in funzione del tipo di materiale, i valori di φ_∞ e α_t, necessari per la determinazione di e_k e $e_{\Delta\theta}$, come illustrato nelle formule precedenti.

Tabella 5-4: Intervalli di variabilità dei coefficienti di *creep*, espansione o contrazione dovute ad umidità, e proprietà termiche delle murature

Tipo di mattone		Coefficiente di *creep* finale φ_∞ [a]	Espansione o contrazione a lungo termine dovuta all'umidità [b] [mm/m]	Coefficiente di espansione termica, α_t, 10^{-6}/K
Argilla		da 0,5 a 1,5	da -0,2 a 1,0	da 4 a 8
Silicato di Calcio		da 1,0 a 2,0	da -0,4 a -0,1	da 7 a 11
Calcestruzzo denso e pietra lavorata		da 1,0 a 2,0	da -0,6 a -0,1	da 6 a 12
Calcestruzzo leggero		da 1,0 a 3,0	da -1,0 a -0,2	da 6 a 12
Calcestruzzo autoclavato aerato		da 0,5 a 1,5	da -0,4 a +0,2	da 7 a 9
Pietra naturale	Magmatica			da 7 a 9
	Sedimentaria	- [c]	Da -0,4 a +0,7	da 2 a 7
	Metamorfica			da 1 a 18

[a]) Il coefficiente finale di *creep* è $\varphi_\infty = \varepsilon_{c\infty} / \varepsilon_{el}$, dove $\varepsilon_{c\infty}$ è la deformazione finale dovuta al *creep* **e** $\varepsilon_{el} = \sigma / E$.

[b]) I valori di espansione o contrazione a lungo termine negativi indicano una contrazione mentre quelli positivi un'espansione.

[c]) Questi valori sono solitamente molto bassi.

La seguente Tabella 5-5 riporta, per ciascun materiale, le temperature θ_1 e θ_2, definite in precedenza; i coefficienti *c* vengono indicati in [1], in maniera simbolica in quanto, come spiegato, non sono ancora stati determinati.

Tabella 5-5: Valori della costante, *c*, e delle temperature θ_1 e θ_2 relative a materiali per murature

Mattoni e malta (superficie non protetta)	**Valore della costante c**	**Temperatura °C**	
		θ_2	θ_1
Mattoni in argilla con malta di uso generale	c_{cl}	600	100
Mattoni in calcio silicato con strato sottile di malta	c_{cs}	500	100
Mattoni in calcestruzzo leggero (pomice) con malta di uso generale	c_{la}	400	100
Mattoni in calcestruzzo denso con malta di uso generale	c_{da}	500	100
Mattoni autoclavati aerati con strato sottile di malta	c_{aac}	400	200

Le seguenti Figura 5-18 e Figura 5-19 illustrano le aree di muratura a temperature fino a θ_1, tra θ_1 e θ_2, e le aree a temperatura superiore a θ_2. All'area di muratura a temperatura inferiore a θ_1 , indicata con A_1 viene attribuita una resistenza a compressione di progetto pari a $f_{d\theta 1}$, all'area avente temperatura compresa tra θ_1 e θ_2 viene attribuita una resistenza pari a $f_{d\theta 2}$ (si ricordi che $f_{d\theta 2} = c \cdot f_{d\theta 1}$) mentre all'area avente temperatura superiore a θ_2 viene attribuita una resistenza nulla.

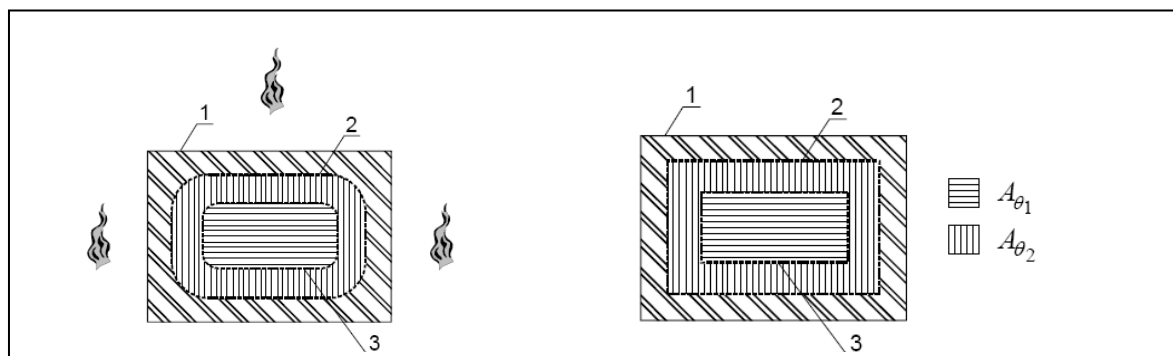



Figura 5-18: Sezione trasversale di una colonna esposta al fuoco con isoterme reali (a sinistra) ed isoterme reali per il calcolo semplificato (a destra)

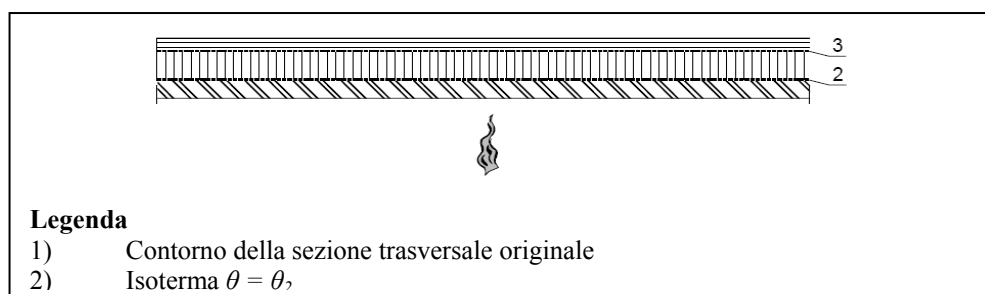



Figura 5-19: Sezione trasversale elemento di separazione

Nella figura seguente viene rappresentata la distribuzione di temperatura attraverso la sezione della muratura e la temperatura alla quale essa diviene strutturalmente inefficace, per una muratura in calcio silicato.

Legenda

1)	$t_{ineff30}$	spessore della parete divenuto inefficace dopo 30 minuti
2)	$t_{ineff90}$	spessore della parete divenuto inefficace dopo 90 minuti
3)	θ_2	temperatura al di sopra della quale la muratura è strutturalmente inefficace
4)	T	Temperatura (°C)
5)	t	Spessore della muratura
6)	3	Sezione residua

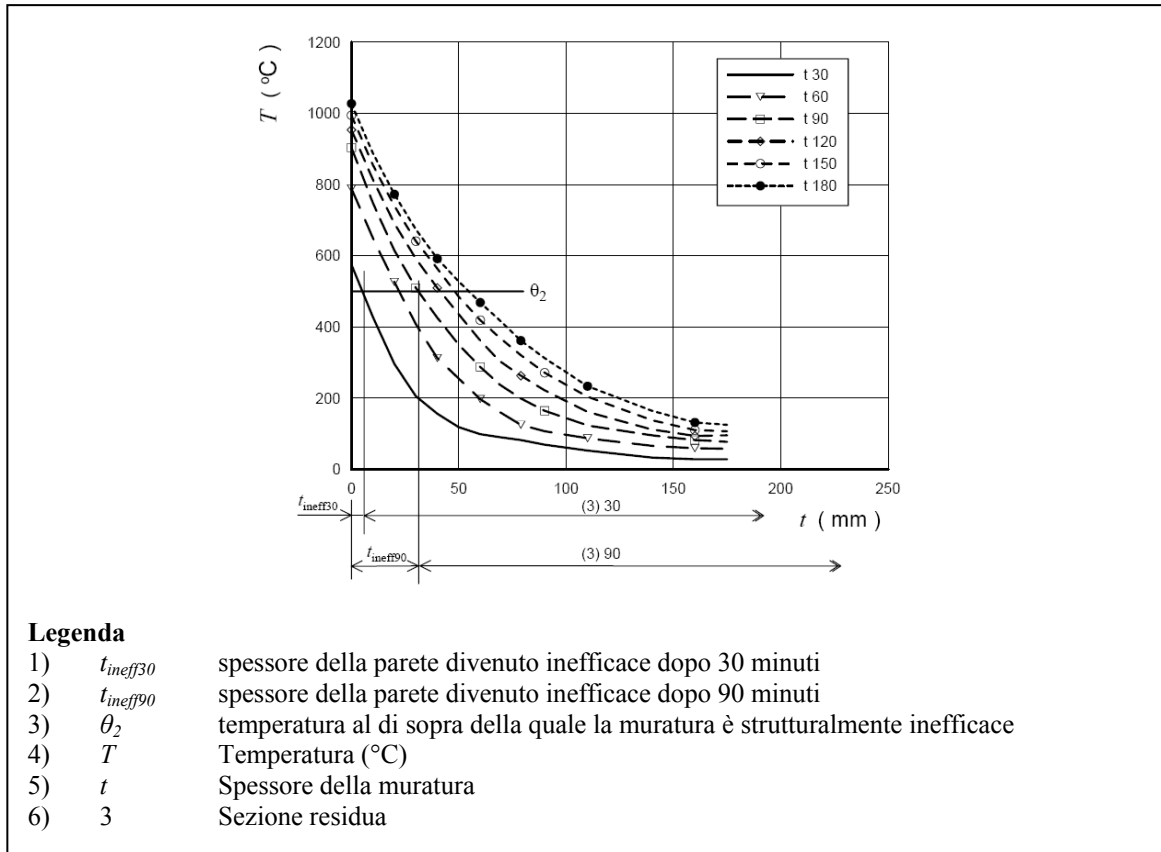



Figura 5-20: Muratura in calcio silicato, densità lorda 1500 – 2000 kg/m^3

5.4.2.4 CALCOLO DI ($f_{d\theta 1}A_{\theta 1} + f_{d\theta 2}A_{\theta 2}$)

Considerato il modo in cui sono stati definiti i coefficienti *c*, e cioè come rapporto tra la resistenza caratteristica a compressione del particolare materiale considerato a temperatura ambiente $\left(f_{d\theta_1}\right)$ e quella a temperatura pari a θ_2, come specificata in Tabella 5-53, è possibile esprimere la capacità portante del muro nella seguente maniera:

$$f_{d\theta 1}(A_{\theta 1} + cA_{\theta 2}) \quad (23)$$

dove per un muro a sezione costante *l* vale:

$$A_{\theta 2} = l \cdot t_{Fr} \quad (24)$$

$$A_{\theta 1} = l \cdot (t - t_{ineff} - t_{Fr}) \quad (25)$$

Tale capacità portante, moltiplicata per il fattore di riduzione Φ, come espresso dalla (2), consente di calcolare la resistenza della muratura; tale resistenza, confrontata con i carichi agenti in base alla disuguaglianza (1), permette infine di effettuare la verifica della capacità portante della muratura considerata sotto l’azione incendio.

5.4.2.5 Dagrammi tensioni – deformazioni riportati in en 1996-1-2

Di seguito si riportano i diagrammi relativi al legame tensioni-deformazioni per alcune tipologie di muri a diverse temperature, applicabili, secondo EN 1996-1-2, solo nell'ambito del metodo avanzato di calcolo. Qualora tali comportamenti fossero validati e confermati, sarebbe immediato il calcolo del coefficiente *c*.

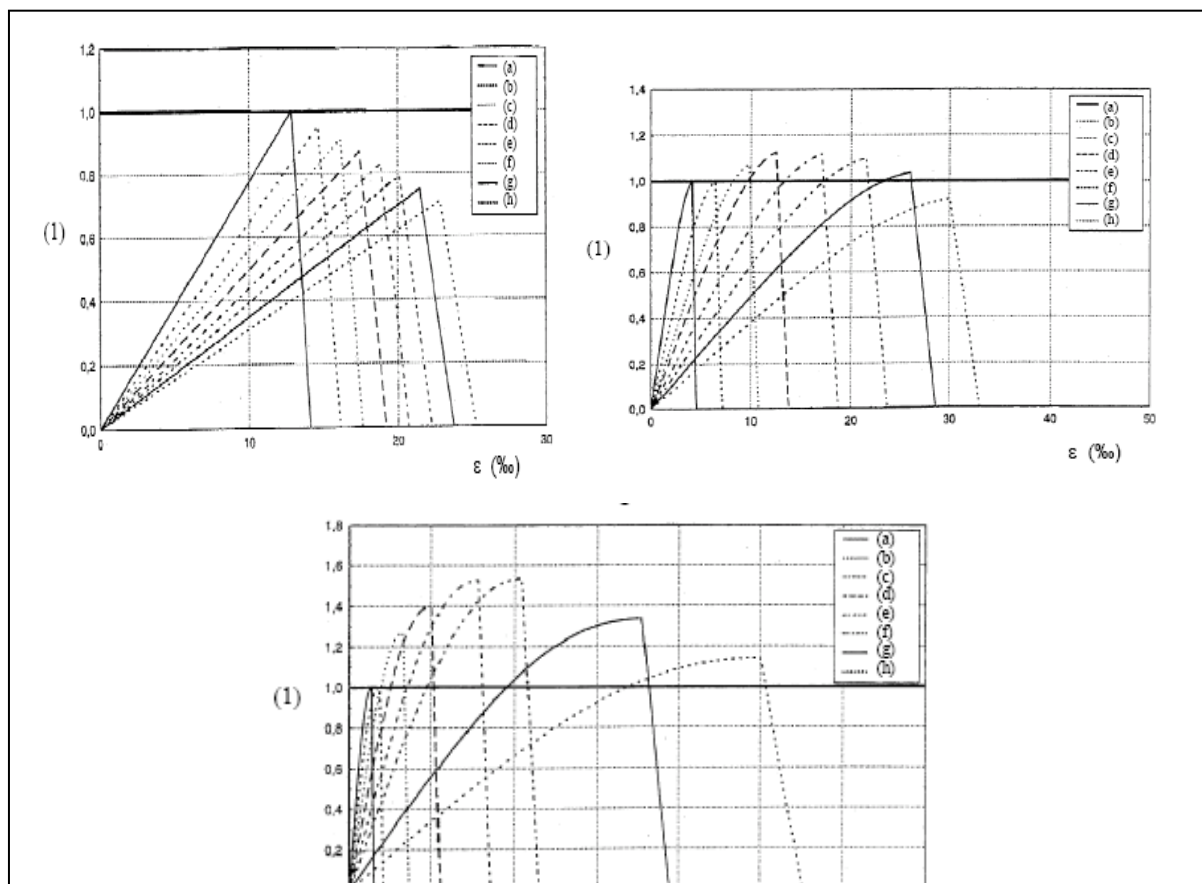



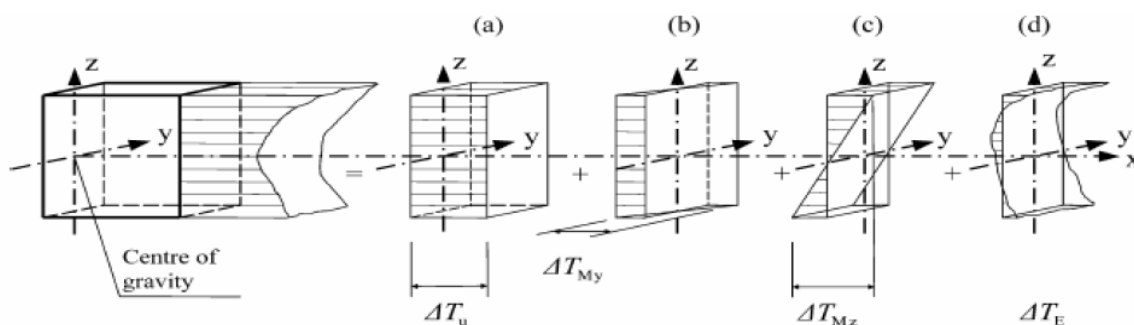
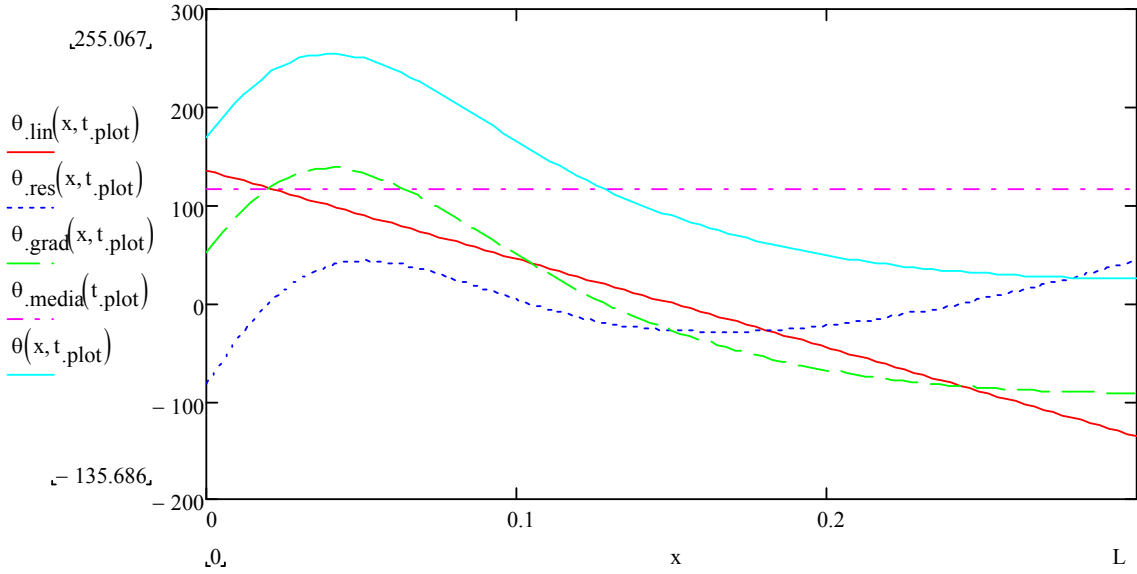
Figura 5-21: Diagrammi tensioni-deformazioni riportati in EN 1996-1-2, Allegato D, relativi a argilla, calcio silicato e calcestruzzo leggero

5.5 Un adattamento del metodo semplificato alle curve parametriche

Il metodo di calcolo semplificato descritto al § precedente, in base a quanto riportato nella EN 1996-1-2 è applicabile limitatamente ai casi in cui il carico termico sia rappresentato dalla curva d'incendio nominale standard; tuttavia, nel presente studio, esso è stato modificato per poter essere applicabile anche al caso di curve naturali di incendio (curve parametriche determinate in accordo all'appendice A alla EN 1991-1-2) e per poter tenere conto in maniera più esplicita della cedevolezza (di tipo elastico) dei vincoli, che influisce anche sull'eccentricità $e_{\Delta\theta}$ e sul coefficiente Φ.

5.5.1 Decomposizione del campo termico

Per ogni istante di tempo, una volta risolta la (5-10) è disponibile una curva che descrive l'andamento della temperatura lungo la sezione del muro; volendo analizzare l'effetto di tale distribuzione in termini di azioni indirette, utilizzando i metodi classici della scienza delle costruzioni, è necessario decomporla nella combinazione di una funzione costante e di una lineare a media nulla. L'immagine seguente, tratta dall'Handbook 3 (Sanpaolesi e Colombini), illustra quanto descritto nel caso più generale di una trave soggetta ad un campo termico bidimensionale (in cui si può pertanto individuare un gradiente di temperatura lineare anche nella direzione y).

Tale problematica è particolarmente sentita nel campo dell'ingegneria edile in merito all'effetto dell'irraggiamento solare sui ponti, ed ovviamente in generale in caso di incendio.

La differenza tra la distribuzione "vera" e la combinazione delle due funzioni appena descritte non è identicamente nulla ma anch'essa una funzione dello spessore e del tempo, i cui effetti sono tuttavia trascurabili ai fini della determinazione delle caratteristiche di sollecitazione indotte dalla deformazione termica impedita (azioni d'incendio indirette). La figura seguente esemplifica quanto appena affermato.

$\theta(x,t_{plot})$ è la distribuzione effettiva di temperatura lungo lo spessore del muro all'istante t_{plot}, preso a riferimento per tutte le curve riportate nella figura; essa è stata decomposta in una funzione costante (θ_{media}) pari al valore medio e definita come

$$\theta_{media}(t) = \frac{\int_0^L \theta(x,t)\,dx}{L}$$

ed una variabile linearmente lungo lo spessore (θ_{lin}).

θ_{res} è definita invece come:

$$\theta_{res}(x,t) = \theta(x,t) - \theta_{media}(t) - \theta_{lin}(x,t)$$

e rappresenta pertanto la distribuzione di temperatura residua a media nulla che viene trascurata nel seguito della trattazione.

Il coefficiente angolare ed il termine noto di θ_{lin}, come ovviamente anche il valore di θ_{media}, sono funzione del tempo; è stato necessario quindi stabilire un criterio per la definizione dei parametri che caratterizzano θ_{lin} ai diversi istanti di tempo. In particolare, avendo posto

$$\theta_{lin}(x,t) = m(t)x + q(t)$$

si è introdotto l'errore quadratico medio commesso nell'approssimazione definito come

$$e^2(m,q) = \int_0^L \left[\theta_{grad}(x,t) - \left(m(t)x + q(t)\right)\right]^2 dx\,,$$

dove $\theta_{grad}(x,t) = \theta(x,t) - \theta_{media}(t)$ ovviamente è tale che

$$\int_0^L \theta_{grad}\left(x,t\right)dx \equiv 0\,.$$

Con semplici passaggi algebrici si può arrivare ad esprimere e^2 come:

$$e^2\left(m,q\right) = \int_0^L \left[\theta_{grad}(x,t)\right]^2 dx - 2m\int_0^L x\theta_{grad}(x,t)dx + m^2\frac{L^3}{3} + mqL^2 + q^2L\,.$$

Al fine di determinare il valore dei parametri m e q che minimizzano tale errore quadratico si impone che le derivate parziali di e^2 siano pari a 0.

$$\frac{\partial e^2}{\partial m} = -2\int_0^L x\theta_{grad}(x,t)dx + \frac{2}{3}mL^3 + qL^2 = 0$$

$$\frac{\partial e^2}{\partial q} = mL^2 + 2qL = 0$$

Risolvendo tale sistema di due equazioni in due incognite si trovano le seguenti espressioni richieste:

$$m\left(t\right) = \frac{12}{L^3}\int_0^L x\theta_{grad}(x,t)dx$$

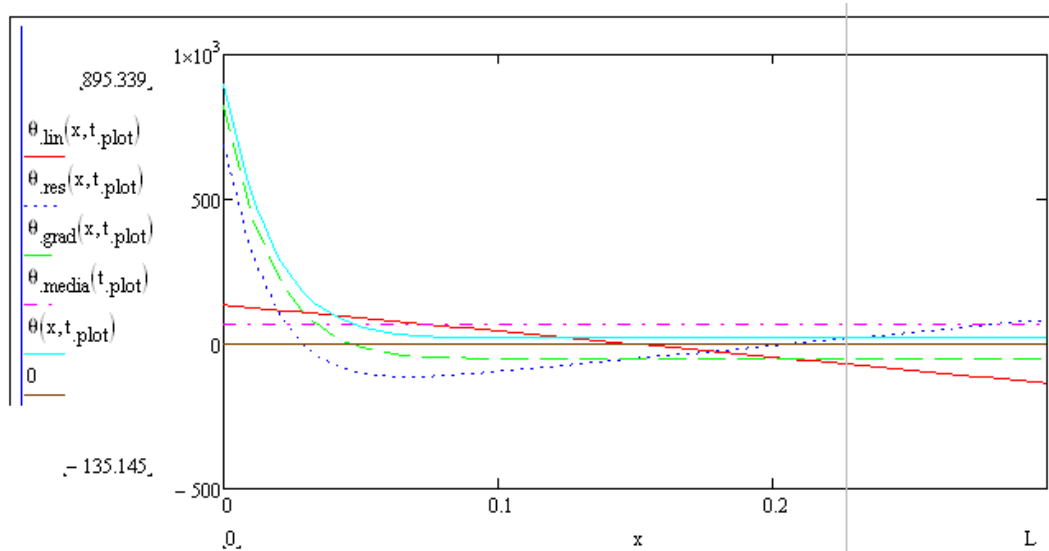
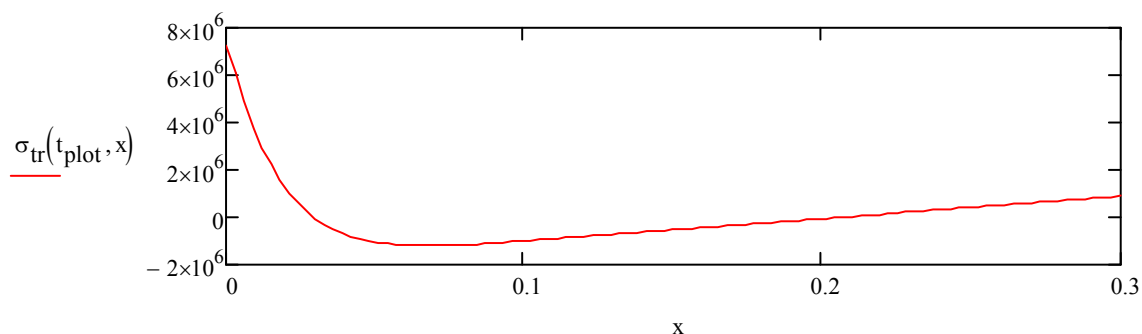
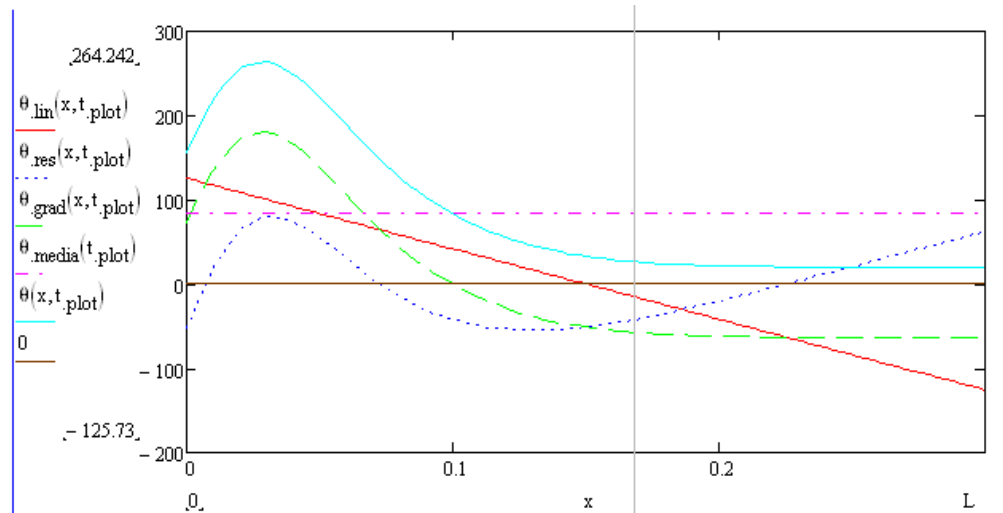
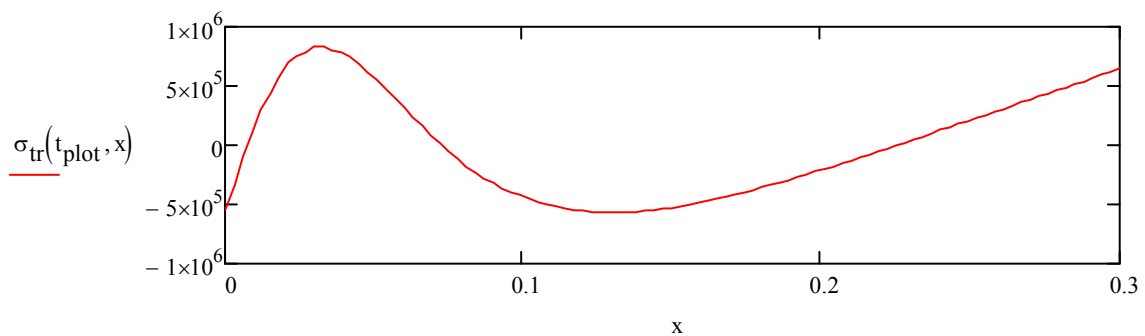
$$q\left(t\right) = -\frac{6}{L^2}\int_0^L x\theta_{grad}(x,t)dx$$

Per poter poi stimare il corrispondente errore commesso si possono sostituire tali espressioni nella definizione dell'errore quadratico medio ottenendo, con semplici passaggi $e^2\left(t\right) = \int_0^L \left[\theta_{grad}(x,t)\right]^2 dx - \frac{12}{L^3}\left[\int_0^L x\theta_{grad}(x,t)\right]^2$. La radice quadrata della stessa espressione, funzione soltanto del tempo, è stata utilizzata per stimare la bontà dell'approssimazione effettuata.

È stata infine stimata l'entità delle tensioni trascurate utilizzando la procedura appena descritta. In particolare, esse sono state determinate tramite la formulazione di cui al capitolo 5.5.2:

$$\sigma_{tr}(t,x) := \alpha\cdot h\cdot\frac{\theta_{res}(x,t)}{\left(\frac{h}{E(t)} + \frac{L_{fr}(t)}{k_{eq}}\right)},$$

con il solito significato dei simboli.

È chiaro che nei primi istanti dell'esposizione all'incendio, soltanto lo strato superficiale della parete è soggetto ad un rilevante incremento di temperatura, pertanto vi è un considerevole scostamento tra l'andamento lineare delle temperature lungo lo spessore del muro e quello effettivo. La situazione in parola è mostrata nel grafico seguente.

In questa situazione, che corrisponde all'istante t = 18', l'andamento delle autotensioni lungo lo spessore del muro è riportato nel grafico seguente.

Come si può osservare, l'errore risulta di circa 7 MPa, corrispondenti a poco più di 70 kg/cm^2. Tuttavia, considerando le mappe termiche corrispondenti ad una fase più avanzata della simulazione (t = 90'), si può notare come, a causa del propagarsi e dello smussarsi dell'onda termica lungo lo spessore del muro, l'approssimazione migliori notevolmente.

Il corrispondente diagramma delle tensioni, mostrato nella seguente figura dimostra come le autotensioni trascurate ammontano a poco meno di 10 kg/cm^2, che rapportate ad una resistenza del calcestruzzo a freddo di più di 170 kg/cm^2, ne costituiscono poco meno del 6%.

Tenendo conto infine che la verifica di resistenza del muro non evidenzia particolari criticità nei primi istanti della simulazione a causa del modesto valore della temperatura media della sezione e della bassa pendenza della componente lineare, si può concludere affermando che l'approssimazione commessa trascurando le autotensioni risulta in questo caso pienamente accettabile.

Ciò premesso è possibile calcolare lo sforzo normale massimo esplicabile per unità di larghezza del muro in funzione del tempo tramite la formula:

$$N_R(t) = \int_0^L f_k\left[\theta(x,t)\right]dx\,.$$

È chiaro che tale formula, non tenendo conto delle varie eccentricità (cfr. capitolo 5.4), fornisce valori di gran lunga superiori a quelli effettivamente utilizzati nella progettazione. Tuttavia, come sarà illustrato nei prossimi capitoli, tale carico sarà opportunamente

corretto tramite dei coefficienti moltiplicativi, al fine di tenere conto della citata riduzione della capacità portante dovuta alle eccentricità ed alla deformazione termica.

5.5.2 Murature portanti: metodo semplificato e rigidezza dei vincoli

Una volta decomposta la sollecitazione termica in una componente costante lungo la sezione ed in una variabile linearmente in modo antisimmetrico lungo la sezione, (entrambe variabili in funzione del tempo), è possibile determinare le corrispondenti distorsioni distribuite di Volterra, rispettivamente di tipo λ e μ come:

$$\frac{dw}{dz} = \lambda = \alpha\theta_{media}(t) \text{ e}$$

$$\frac{d\varphi}{dz} = \frac{2\alpha\theta_{lin}(0,t)}{L} = -\alpha m(t)^{\blacklozenge}$$

Si consideri pertanto lo schema statico rappresentato nella figura seguente.

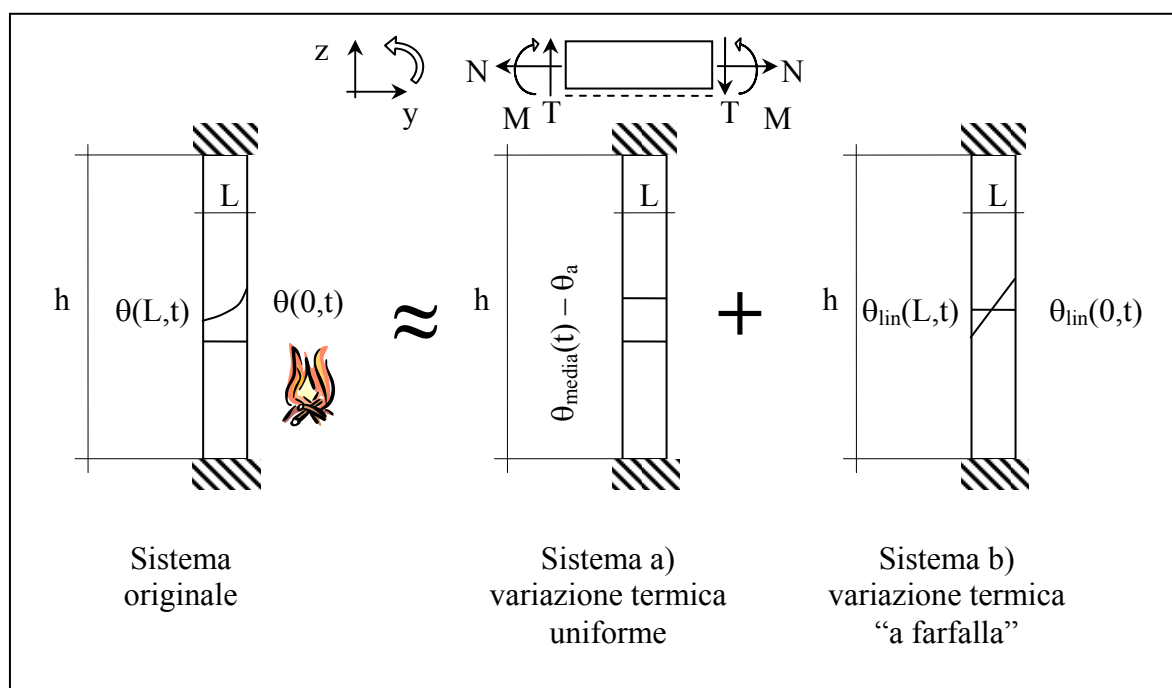
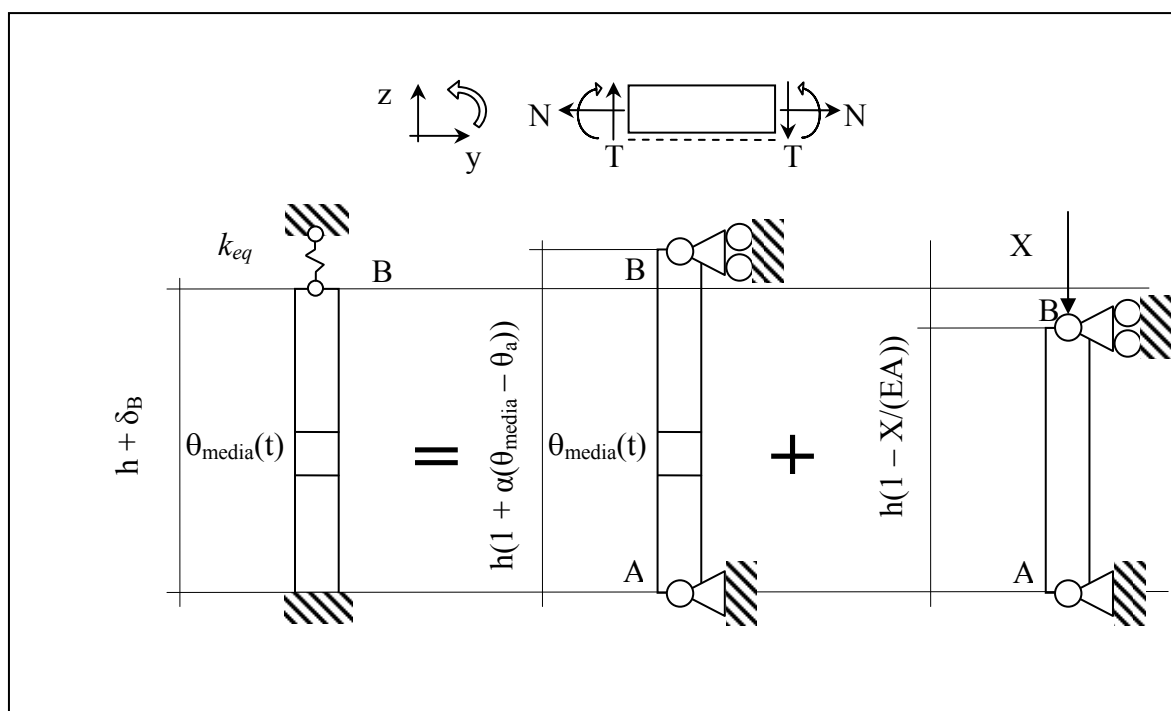



Figura 5-22: decomposizione del campo termico

In pratica si è ipotizzato di poter applicare il principio di sovrapposizione degli effetti al campo termico; come già descritto, il metodo semplificato di calcolo consente di tenere conto, tramite il coefficiente Φ degli effetti del secondo ordine.

♦ A denominatore si è fatto uso di L e non di L_{fr}, descritto in seguito, in quanto l'andamento "a farfalla" delle temperature è stato determinato facendo riferimento alla prima delle due grandezze

Al fine di rendere la trattazione più generale possibile, si è scelto di non considerare dei vincoli d'incastro perfetti, ma di considerarli cedevoli elasticamente. Le rigidezze equivalenti sono state stimate a freddo e considerate costanti durante tutta l'esposizione all'incendio come consentito nella EN 1996-1-2 al punto 2.4.2(5).

Si consideri pertanto, con riferimento alla Figura 5-22, il sistema a), caratterizzato da una variazione termica uniforme lungo la sezione trasversale della sezione e variabile in funzione del tempo. Considerando come incognita iperstatica X la reazione vincolare, ipotizzata agente solo da un'estremità, lo schema statico risultante è rappresentato nella figura seguente.

Imponendo la condizione di congruenza si ottiene

$$\delta_B = \alpha h\left[\theta_{media}(t) - \theta_a\right] - \frac{h}{EL_{fr}} X = \frac{X}{k_{eq}},$$

dove:

- α è il coefficiente di dilatazione termica del materiale costituente la muratura;
- L_{fr} è lo spessore della muratura ai fini della resistenza al fuoco, definito come $L_{fr}(t) = \frac{\int_0^L f_k\left(\theta(x,t)\right)dx}{f_k(\theta_a)}$, che rappresenta lo spessore del muro che, a temperatura ambiente, ha una resistenza pari a quella corrispondente alla distribuzione di temperatura θ(x,t). Tale definizione rappresenta un affinamento di quella fornita

nella EN 1996-1-2, che consiste semplicemente nel sottrarre dallo spessore del muro, lo spessore di materiale che si trova al di sopra della temperatura θ_2 e che pertanto si suppone strutturalmente inefficace;

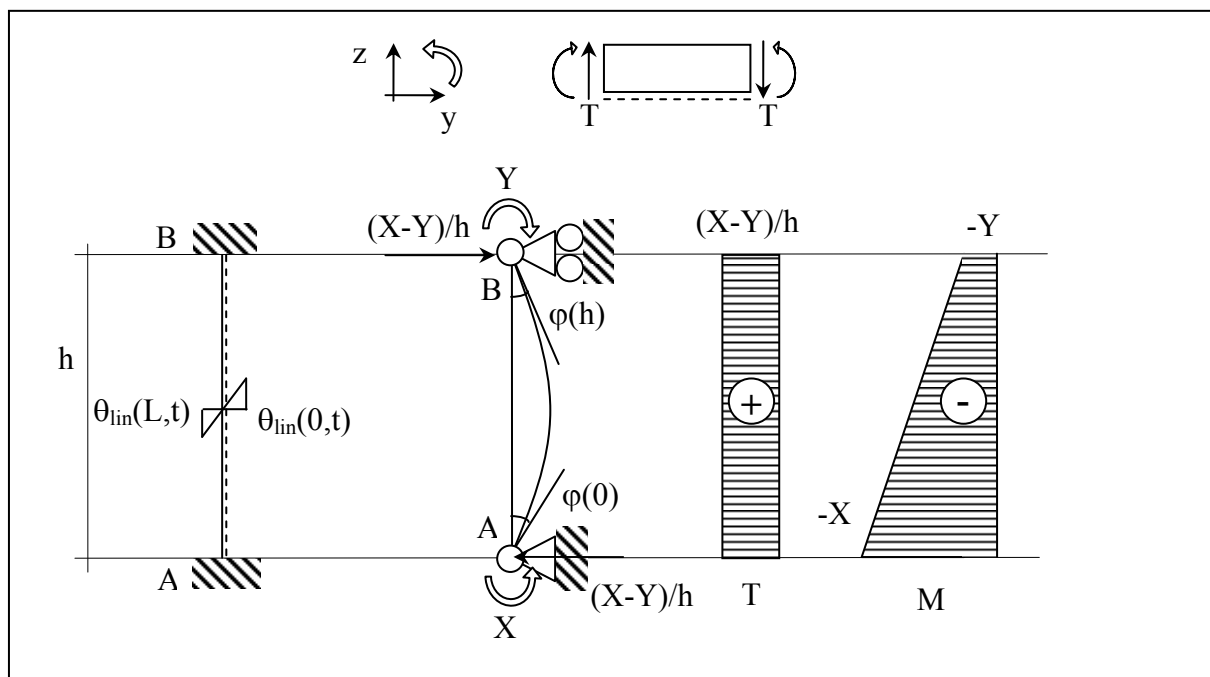
- E è il modulo di elasticità del materiale;
- $k_{eq} = \dfrac{k_1 k_2}{k_1 + k_2}$ è la rigidezza equivalente della serie delle rigidezze traslazionali verticali relative ai vincoli in sommità e alla base della parete di muratura.

Risolvendo rispetto a X si ottiene:

$$N_\theta(t) = X = \frac{\alpha\left[\theta_{media}(t) - \theta_a\right]h}{\dfrac{1}{k_{eq}} + \dfrac{h}{EL_{fr}(t)}},$$

che rappresenta lo sforzo normale indiretto, per unità di larghezza del muro, dovuto alla dilatazione termica parzialmente impedita dai vincoli cedevoli elasticamente.

Chiaramente $\lim_{k_{eq}\to\infty} N_\theta(t) = \alpha\left[\theta_{media}(t) - \theta_a\right]EL_{fr}(t)$, risultato già noto dalla teoria.

Per quanto riguarda invece il sistema b) (Cfr. Figura 5-22), si consideri lo schema seguente, dove la parete è stata rappresentata per comodità tramite la linea media della sezione.

X e Y rappresentano rispettivamente i momenti iperstatici incogniti relativi all'estremità A e B della parete; anche in questo caso si ipotizza la presenza di vincoli cedevoli

elasticamente caratterizzati da rigidezze rotazionali indicate rispettivamente con k_{r1} e k_{r2}. Chiaramente si avrà:

X = k_{r1} φ(0)

Y = k_{r2} φ(h),

dove φ rappresenta la rotazione della parete.

L'espressione del momento flettente risulta

$$M(z) = \frac{X-Y}{h} z - X \ ,$$

dove ovviamente $M(0) = -X$ e $M(h) = -Y$.

Pertanto, considerando che la curvatura della parete corrisponde alla somma del contributo dei momenti di incastro e della deformazione termica, si può scrivere:

$$\frac{d\varphi(t)}{dz} = -\alpha m(t) - \frac{M(z)}{EI} = -\alpha m(t) - \frac{X-Y}{hEI} z + \frac{X}{EI} \ ,$$

dove con I si è indicato il momento d'inerzia di figura per unità di larghezza della sezione del muro, definito come $I(t) = \frac{L_{fr}(t)^3}{12}$; per semplificare la notazione la dipendenza di I dal tempo non è stata evidenziata nelle formule di seguito introdotte, ma ne è stato tenuto conto nel modello matematico sviluppato.

Integrando due volte l'equazione differenziale sopra riportata, si ottengono rispettivamente la rotazione e lo spostamento della parete di muratura:

$$\varphi(z) = -\alpha m(t) z - \frac{X-Y}{2hEI} z^2 + \frac{X}{EI} z + C_1$$

$$v(z) = -\alpha m(t) \frac{z^2}{2} - \frac{X-Y}{6hEI} z^3 + \frac{X}{2EI} z^2 + C_1 z + C_2 \ .$$

Imponendo uno spostamento nullo in corrispondenza degli estremi della parete si ottiene:

$v(0) = C_2 = 0$;

$v(h) = -\alpha m(t) \frac{h^2}{2} - \frac{X-Y}{6EI} h^2 + \frac{X}{2EI} h^2 + C_1 h = 0$, da cui si ricava:

$$C_1 = -\frac{h}{6EI}(2X+Y) - \alpha m(t) \frac{h}{2} \ .$$

Sostituendo tale espressione in quelle della rotazione e dello spostamento si ricavano le seguenti relazioni:

$$\varphi(z) = -\alpha m(t) z - \frac{X-Y}{2hEI} z^2 + \frac{X}{EI} z - \frac{h}{6EI}(2X+Y) - \alpha m(t)\frac{h}{2}$$

$$v(z) = -\alpha m(t)\frac{z^2}{2} - \frac{X-Y}{6hEI} z^3 + \frac{X}{2EI} z^2 - \frac{h}{6EI}(2X+Y) z - \alpha m(t)\frac{h}{2} z \, .$$

Per determinare le incognite iperstatiche, infine, è necessario imporre le condizioni di congruenza, che nel caso in esame divengono:

$$\varphi(0) = -\frac{h}{6EI}(2X+Y) - \alpha m(t)\frac{h}{2} = \frac{X}{k_{r1}}$$

$$\varphi(h) = -\alpha m(t) h - \frac{X-Y}{2EI} h + \frac{X}{EI} h - \frac{h}{6EI}(2X+Y) - \alpha m(t)\frac{h}{2} = -\frac{Y}{k_{r2}} \, .$$

Risolvendo il sistema di due equazioni in due incognite sopra riportato, è possibile esplicitare il valore assunto dalle reazioni vincolari X e Y:

$$Y = hk_{r2}\left(hk_{r1} + 6EI\right) Z$$

$$X = hk_{r2}\left(hk_{r1} + 6EI\right) Z \, ,$$

dove $Z = \dfrac{EL\alpha Im}{L_{fr}\left(12E^2I^2 + h^2 k_{r1} k_{r2} + 4Ehk_{r1}I + 4Ehk_{r2}I\right)}$.

Una volta determinate le espressioni relative alle incognite iperstatiche, è possibile sostituirle in quelle della rotazione e dello spostamento ottenendo:

$$v(z,t) = z(h-z)\left[hk_{r2} + \left(k_{r1} - k_{r2}\right) z + 6EI(t)\right] Z(t)$$

$$\varphi(z,t) = \left[3\left(k_{r2} - k_{r1}\right) z^2 + 2h\left(k_{r1} - 2k_{r2}\right) z + 6EI(t)(h-2z) + h^2 k_{r2}\right] Z(t) \, ,$$

dove è stata esplicitata di nuovo la dipendenza dei parametri dal tempo.

In base a quanto illustrato sinora, è chiaro che ad ogni istante di tempo corrisponde una deformata della parete; tuttavia, il punto di massimo, data la dipendenza dal tempo del momento d'inerzia I non rimane costante nel tempo, ma varia. L'espressione che consente di trovare, per una deformata corrispondente ad un istante di tempo generico, il punto soggetto al massimo spostamento è:

$$z_{max}(t) := \frac{h \cdot k_{r1} - 2 \cdot h \cdot k_{r2} + \sqrt{36 \cdot E^2 \cdot I(t)^2 + 6 \cdot E \cdot h \cdot k_{r1} \cdot I(t) + 6 \cdot E \cdot h \cdot k_{r2} \cdot I(t) + h^2 \cdot k_{r1}^2 - h^2 \cdot k_{r1} \cdot k_{r2} + h^2 \cdot k_{r2}^2} - 6 \cdot E \cdot I(t)}{3 \cdot k_{r1} - 3 \cdot k_{r2}} \, .$$

Tale punto corrisponde alla soluzione dell'equazione $\varphi(z,t) = 0$, con $z \in [0, h]$.

È perciò possibile stimare l'eccentricità dovuta all'incendio $e_{\Delta\theta}$ (t) come:

$$e_{\Delta\theta}(t) := v\left(z_{max}(t), t\right).$$

Come illustrato in precedenza, la verifica di resistenza al fuoco di una parete di muratura, nel caso si intenda utilizzare una curva naturale di incendio, si effettua verificando che, per tutta la durata dell'incendio, inclusa la fase di estinzione sia:

$$E_{fi,d} \leq R_{fi,t,d}.$$

A primo membro di questa disequazione figura il carico di progetto determinato in accordo alla EN 1991-1-2, incluso l'effetto delle dilatazioni e delle deformazioni termiche $N_{\theta}(t)$; mentre il secondo membro si determina tramite la formula:

$$N_{Rd,fi}(\mathrm{t}) = \Phi(t)N_R(t),$$

dove la dipendenza dal tempo di Φ si esplica tramite la $e_{\Delta\theta}$ (t).

6 Casi studio

6.1 Analisi di rischio: esodo in condizioni di incendio da locale uffici.

6.1.1 Descrizione del problema

Si vuole studiare un evento incendio all'interno del compartimento di un edificio, destinato ad uso ufficio, sulla base dei metodi dell'Analisi di Rischio Quantitativa Probabilizzata. Le dimensioni caratteristiche del compartimento e le proprietà termiche del materiale, di cui è costituito, sono le seguenti

Area Totale	A_t	**320 m²**
Area Calpestabile	A_f	100 m²
Area Aperture Verticali	A_v	24 m²
Altezza Aperture Verticali	h	6 m

il fattore di inerzia termica b, a temperature elevate, sia assunto pari a b = $\sqrt{\lambda \rho c_p}$ = 1568 J/($m^2 s^{1/2}$K), valore corrispondente a calcestruzzo ordinario.

La propagazione dell'incendio viene descritta considerando due fasi di sviluppo: (i) incendio localizzato (condizioni di pre-flashover), in questo caso c'è stratificazione dei prodotti di combustione nello strato superiore del compartimento, posto a contatto con il soffitto, ed al di sopra di un'interfaccia orizzontale che lo separa dallo strato inferiore dove le temperature dei gas si mantengono più basse; (ii) incendio pienamente sviluppato (condizioni di flashover), in questo caso l'incendio è generalizzato e sommariamente si può assumere la temperatura uniforme in tutto il compartimento.

Si determini la sicurezza dell'esodo degli occupanti il compartimento, e la prestazione di resistenza al fuoco della struttura stessa. A tal fine l'analisi delle condizioni di esodo sarà sviluppata assumendo la variazione di temperatura (rispetto alla temperatura ambiente T_h) ad altezza d'uomo (2 m) diversa dalla temperatura dei fumi e pari al 10% della temperatura della fiamma determinata a partire dal modello di Heskestad per la distribuzione termica lungo l'asse verticale z:

$$T(z,t) - T_h = 0.25 Q_c^{2/3} (z - z_0)^{-5/3};$$

essendo Q_c = 0:8Q la componente convettiva del tasso di rilascio di calore (HRR-Heat Release Rate) $Q = \left(t/t_\alpha^2\right) 10^6 W$ e z_0 = -1.02D + 0.000524$Q^{2/5}$ la cosiddetta origine virtuale;

D è il diametro dell'incendio, assunto pari a D = 2m, e T_h la temperatura ambiente pari a T_h = 20 °C. Lo studio della resistenza al fuoco sarà invece determinato confrontando la temperatura massima dell'incendio completamente sviluppato con una predeterminata temperatura critica T_{cr} della struttura.

Sia $t_1 = c_1 t_\alpha$ l'istante di tempo in cui viene raggiunta, in base alla formulazione precedente, una temperatura, ad altezza uomo pari a 40 °C. Nella descrizione dell'esodo del singolo occupante il compartimento si assume per $t \le t_1$ il moto rettilineo uniforme, con velocità v_r, mentre per $t_1 \le t \le t_1 + \frac{v_r}{2a}$ il moto uniformemente decelerato con decelerazione pari a $-a$. Il massimo spazio percorso nell'uno e nell'altro caso saranno rispettivamente pari a

$$\Delta s_{ru} = v_r t_1$$

$$\Delta s_{ud} = v_r t_1 + \frac{v_r^2}{2a}$$

Δs_{ud} essendo lo spostamento associato all'istante in cui si annulla la velocità del singolo occupante. Tali valori dello spazio percorso durante l'esodo dovranno essere paragonati con il cammino s_{lim} che separa il singolo occupante dalla più vicina via di uscita.

Si determini:

1. la probabilità che il singolo occupante il compartimento non sia in grado di percorrere lo spazio s_{lim} entro il tempo limite t1 (esodo in condizioni di progetto)

2. la probabilità che il singolo occupante il compartimento non sia in grado di percorrere lo spazio s_{lim} entro il tempo limite $t_1 + \frac{v_r}{2a}$ (esodo in condizioni di "fuori progetto")

3. la probabilità che il singolo occupante il compartimento non sia in grado di percorrere lo spazio s_{lim} né nel tempo t_1 né nel tempo $t_1 + \frac{v_r}{2a}$ (evento intersezione dei due precedentemente analizzati).

Al fine di determinare le probabilità di accadimento dei precedenti eventi si assumano i seguenti dati:

	Valore atteso (μ)	**Deviazione Standard (σ)**
Δs_{lim}	20 m	$0.4\ \mu_{\Delta slim}$
v_r	0.1 m/s	$0.2\mu_{vr}$
$\boldsymbol{t_\alpha}$	300 s	$0.1\mu_{t\alpha}$

sotto l'ipotesi che Δs_{lim}, v_r e t_α siano variabili aleatorie gaussiane non correlate. Si assumano inoltre noti deterministicamente c_1 = 0.7012 e a = 0.05 m/s^2.

Si costruisca l'albero degli eventi, relativo alle condizioni di esodo del singolo occupante il compartimento, considerando a partire dall'evento iniziatore E_f (assunto per semplicità come evento certo), associato al verificarsi delle condizioni di "agnizione", la seguente catena di eventi: (i) esodo in condizioni di progetto, (ii) esodo in condizioni di "fuori progetto", (iii) malfunzionamento dei sistemi di spegnimento E_{FO} (P (E_{FO}) = 0.3). Si assume in particolare che nel caso in cui si verifichi un malfunzionamento dei sistemi di spegnimento l'incendio raggiunga condizioni di flashover e non vi siano più le condizioni in grado di garantire la sopravvivenza degli occupanti. L'indicatore di danno è, per semplicità, pari a 1 nel caso di morte del singolo occupante 0 in tutti gli altri casi.

so di morte del singolo occupante 0 in tutti gli altri casi.

Si assuma che il compartimento sia occupato da 10 persone; il numero di eventi associati al verificarsi di N_v = k vittime (k = 0, 1,…,10) all'interno del compartimento è descritto dalla seguente lista ordinata:

$$n_{(Nv=k)} = (1, 10, 45, 120, 210, 252, 210, 120, 45, 10, 1)_{k+1}\ ,\ k = 0, 1, \dots, 10$$

il che significa che l'evento associato a 0 vittime, così come l'evento associato a 10 vittime, si verifica una sola volta, mentre l'evento associato a 1 vittima, così come l'evento associato a 9 vittime si verifica 10 volte e così via. Detta x la probabilità di morte del singolo occupante il compartimento (determinata a seguito dell'analisi sviluppata nei tre punti precedenti) la probabilità che si abbiano k vittime è determinata dalla seguente funzione

$$P\left(N_v = k\right) = n_{\left(N_v=k\right)}\left(1-x\right)^{10-k}\ x^k$$

Si determini il valore del Rischio Atteso (in termini di vittime attese), il Rischio Individuale (rapportando il numero di vittime attese alla popolazione esposta) e l'istogramma retrocumulato del danno (indicatore di rischio collettivo).

6.1.2 Risoluzione

6.1.2.1 Esodo in condizioni di progetto

Per prima cosa occorre definire una *funzione di prestazione*, che dipende dalle variabili del problema:

$$g\left(\Delta s_{\lim}, v_r, t_\alpha\right) = \underbrace{c_1 v_r t_\alpha}_{\Delta s_{ru}} - \Delta s_{\lim}$$

Se $g > 0$ allora il singolo occupante il compartimento è in grado di percorrere lo spazio $\Delta s_{\lim}$ entro il tempo limite t_1.

Se $g < 0$ allora il singolo occupante il compartimento *non* è in grado di percorrere lo spazio $\Delta s_{\lim}$ entro il tempo limite t_1.

Per rispondere al punto 1 è quindi necessario calcolare qual è la probabilità che g sia < 0. Si può dimostrare che tale probabilità è calcolabile tramite la formula $p_F = 1 - \Phi\left(\beta\right)$ dove β è la minima distanza, nello spazio delle variabili aleatorie ridotte $\left(\Delta s_{\lim}^{'}, v_r^{'}, t_\alpha^{'}\right)$, tra la superficie individuata dall'equazione $g\left(\Delta s_{\lim}^{'}, v_r^{'}, t_\alpha^{'}\right) = 0$ e l'origine degli assi.

Si ricorda che le relazioni tra le variabili e le corrispondente variabili ridotte sono le seguenti:

$$X_i^{'} = \frac{X_i - \mu_{X_i}}{\sigma_{X_i}}; \quad i = 1, 2, ..., n$$

Posto in questi termini, sotto l'ipotesi di variabili aleatorie non correlate, il problema diventa quello del calcolo di un punto di minimo vincolato che può essere utilmente risolto con il metodo iterativo descritto nel §4.2 di seguito riassunto:

1. Assumere dei valori iniziali per x_i^* con $i = 1, 2, ..., n$ e calcolare

$$x_i^{'*} = \frac{x_i^* - \mu_{x_i}}{\sigma_{x_i}}$$

2. Calcolare $\left(\partial g / \partial X_i^{'}\right)_*$ e α_i^* [17] in corrispondenza alle x_i^*
3. Formare $x_i^* = \mu_{X_i} - \alpha_i^* \sigma_{X_i} \beta$
4. Sostituire le x_i^* sopra calcolate in $g\left(x_1^*, x_2^*, ..., x_n^*\right) = 0$ e risolvere rispetto a β
5. Utilizzando β calcolato al punto 4, ricalcolare $x_i^{'*} = -\alpha_i \beta$
6. Ripetere gli *step* da 2 a 5 fino a raggiungere la convergenza

Dove con x_i^* e $x_i^{'*}$ si sono indicati i valori approssimati all'iterazione *i*-esima rispettivamente delle variabili aleatorie del problema e delle variabili aleatorie ridotte.

Da quanto esposto emerge che occorre valutare le $\left(\partial g / \partial X_i^{'}\right)_*$; tuttavia la *g* è stata costruita in funzione delle variabili x_i, in particolare $g\left(\Delta s_{\lim}, v_r, t_\alpha\right) = c_1 v_r t_\alpha - \Delta s_{\lim}$. Per evitare di dover esplicitare la $g\left(\Delta s_{\lim}^{'}, v_r^{'}, t_\alpha^{'}\right)$ per poi derivarla, conviene applicare il teorema di derivazione delle funzioni composte:

$$\frac{\partial g}{\partial \Delta s_{\lim}^{'}} = \frac{\partial g}{\partial \Delta s_{\lim}} \frac{\partial \Delta s_{\lim}}{\partial \Delta s_{\lim}^{'}} = -\sigma_{\Delta s_{\lim}} = -8$$

$$\frac{\partial g}{\partial v_r^{'}} = \frac{\partial g}{\partial v_r} \frac{\partial v_r}{\partial v_r^{'}} = c_1 t_\alpha \sigma_{v_r} = 0.014024 t_\alpha$$

$$\frac{\partial g}{\partial t_\alpha^{'}} = \frac{\partial g}{\partial t_\alpha} \frac{\partial t_\alpha}{\partial t_\alpha^{'}} = c_1 v_r \sigma_{t_\alpha} = 21.036 v_r$$

Essendo rispettivamente:

$$\Delta s_{\lim} = \Delta s_{\lim}^{'} \sigma_{\Delta s_{\lim}} + \mu_{\Delta s_{\lim}} \Rightarrow \frac{\partial \Delta s_{\lim}}{\partial \Delta s_{\lim}^{'}} = \sigma_{\Delta s_{\lim}}$$

$$v_r = v_r^{'} \sigma_{v_r} + \mu_{v_r} \Rightarrow \frac{\partial v_r}{\partial v_r^{'}} = \sigma_{v_r}$$

$$t_\alpha = t_\alpha^{'} \sigma_{t_\alpha} + \mu_{t_\alpha} \Rightarrow \frac{\partial t_\alpha}{\partial t_\alpha^{'}} = \sigma_{t_\alpha}$$

[17] $$\alpha_i^* = \frac{\left(\dfrac{\partial g}{\partial X_i^{'}}\right)}{\sqrt{\sum_i \left(\dfrac{\partial g}{\partial X_i^{'}}\right)_*^2}}$$

Il risultato del metodo iterativo sopra esposto è sintetizzato nella Tabella 6-1.

Iterazione	**Variabile**	**Punto di failure**	$\left(\frac{\partial g}{\partial X_i^{'}}\right)_*$	$\alpha_{X_i}^*$	**β**
	$\Delta s_{\lim}$	20	-8	-0.862032606490530	
1	v_r	0.1	4.2072	0.453342947753370	0.1116913377198
	t_a	300	2.1036	0.226671473876685	
	$\Delta s_{\lim}$	20.7702525998161	-8	-0.862928226155213	
2	v_r	0.098987310394392	4.196548530728210	0.452665022449445	0.111691030521525
	t_a	299.240482795794	2.082297061456430	0.224609113696351	
	$\Delta s_{\lim}$	20.7710507427631	-8	-0.86292347436469	
3	v_r	0.098988827543231	4.1966454716704	0.452672986386333	0.111691030516469
	t_a	299.247395298802	2.08232897619942	0.224611319364033	

Tabella 6-1 Riassunto metodo iterativo punto 1

Come si vede, il metodo converge rapidamente a β = 0.111691 per cui si ha $p_{F_1} = 1 - \phi(\beta) = 45.55\%$. Con p_{F_1} si è indicata la probabilità che il singolo occupante il compartimento *non* sia in grado di percorrere lo spazio $\Delta s_{\lim}$ entro il tempo limite t_1, come richiesto dal testo del problema.

6.1.2.2 Esodo in condizioni di fuori progetto

Si procede in modo simile a quanto esposto nel §6.1.2.1.

In questo caso la funzione di prestazione è:

$$g\left(\Delta s_{\lim}, v_r, t_\alpha\right) = \underbrace{c_1 v_r t_\alpha + \frac{v_r^2}{2a}}_{\Delta s_{ud}} - \Delta s_{\lim}$$

Le derivate parziali sono:

$$\frac{\partial g}{\partial \Delta s_{\lim}^{'}} = \sigma_{\Delta s_{\lim}} \frac{\partial g}{\partial \Delta s_{\lim}} = -8$$

$$\frac{\partial g}{\partial v_r^{'}} = \sigma_{v_r}\left(c_1 t_\alpha + \frac{v_r}{a}\right) = 0.014024 t_\alpha + 0.4 v_r$$

$$\frac{\partial g}{\partial t_\alpha^{'}} = c_1 v_r \sigma_{t_\alpha} = 21.036 v_r$$

Anche in questo caso, il riassunto delle iterazioni è presentato nella Tabella 6-2

Iterazione	Variabile	Punto di failure	$\left(\frac{\partial g}{\partial X_i^{'}}\right)_*$	$\alpha_{X_i}^*$	β
1	$\Delta s_{\lim}$	20	-8	-0.860345170790838	0.122240216400344
	v_r	0.1	4.2472	0.456757251172856	
	t_a	300	2.1036	0.226227762659451	
2	$\Delta s_{\lim}$	20.841350238851700	-8	-0.861345704966034	0.122239806339954
	v_r	0.098883317895484	4.235118681305550	0.455987660770494	
	t_a	299.17037608010200 0	2.080109475249400	0.223961670295653	
3	$\Delta s_{\lim}$	20.842325857334400	-8	-0.861339919360564	0.122239806331836
	v_r	0.098885203133080	4.235236016684870	0.455997231135538	
	t_a	299.17868906386500 0	2.080149133107470	0.223964435821092	

Tabella 6-2 Riassunto metodo iterativo punto 2

Come si può notare, il metodo converge piuttosto rapidamente al valore β = 0.122240, per cui si ha $p_{F_2} = 1 - \phi(\beta) = 45.14\%$. Con p_{F_2} si è indicata la probabilità che il singolo occupante il compartimento non sia in grado di percorrere lo spazio $\Delta s_{\lim}$ entro il tempo limite $t_1 + \frac{v_r}{t_\alpha}$.

6.1.2.3 Evento intersezione

Per determinare la probabilità che il singolo occupante il compartimento non sia in grado di percorrere lo spazio $\Delta s_{\lim}$ né nel tempo t_1 né nel tempo $t_1 + \frac{v_r}{2a}$ (evento intersezione dei due precedentemente analizzati), conviene procedere come segue.

Si consideri lo spazio degli eventi *E* e si indichino rispettivamente con E_1 ed E_2 gli insiemi degli eventi connessi col mancato esodo in condizioni di progetto e col mancato esodo in condizioni di fuori progetto. È facile convincersi che essi possono essere rappresentati come in Figura 6-1.

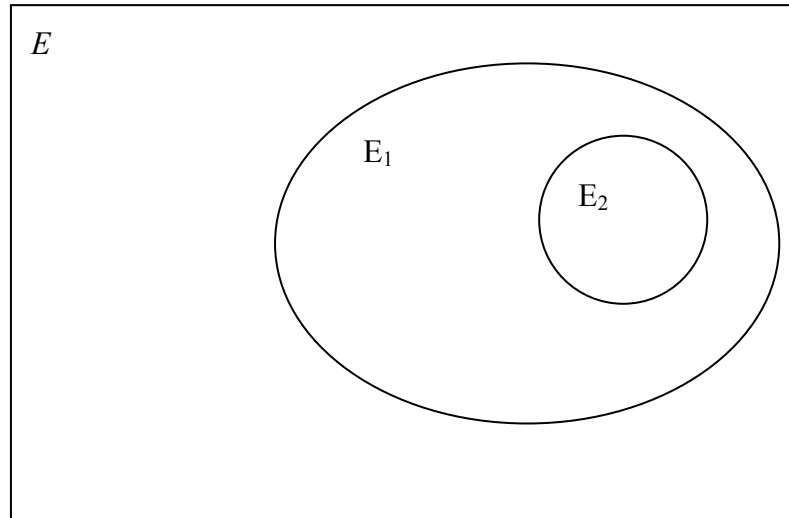



Figura 6-1: Rappresentazione delle condizioni di esodo nello spazio degli eventi

Infatti:

- $E_1^c \cap E_2 = \varnothing$ cioè l'insieme degli eventi in cui *avviene* l'esodo in condizioni di progetto (E_1^c) e l'insieme degli eventi in cui *non* avviene l'esodo in condizioni di *fuori* progetto non hanno elementi in comune (se un occupante riesce ad uscire dal compartimento entro il tempo t_1, non è possibile che egli non riesca ad uscire entro il tempo $t_1 + \frac{v_r}{2a} > t_1$). Quindi $E_2 \subset E_1$.

  Inoltre,
- $E_1 \cap E_2 = E_2$ è l'insieme degli eventi per cui non avviene l'esodo in condizioni di progetto e non avviene l'esodo in condizioni di fuori progetto. Come visto, esso coincide con E_2 e corrisponde agli eventi in cui l'occupante non è in grado di abbandonare il compartimento e vi permane per un tempo indefinito.
- $E_1 \cap E_2^c$ è l'insieme degli eventi per cui l'esodo non avviene in condizioni di progetto ma avviene in condizioni di fuori progetto, e cioè quegli eventi per cui il tempo di esodo t è tale che $t_1 \le t \le t_1 + \frac{v_r}{2a}$
- $E_1^c \cap E_2^c = E_1^c$ è l'insieme degli eventi per cui l'esodo avviene entro il tempo t_1 e per cui l'esodo avviene entro il tempo $t_1 + \frac{v_r}{2a}$. Chiaramente la prima condizione è più stringente.

Quindi la probabilità richiesta al punto 3 è $p_{F_3} = p(E_1 \cap E_2) = p(E_2) = p_{F_2} = 45.14\%$.

NOTA

Non è corretto calcolare $p_{F_3} = p_{F_1} \cdot p_{F_2}$ *in quanto questo procedimento si applica nel caso di eventi statisticamente indipendenti, circostanza che in questo esempio non è verificata.*

6.1.2.4 Albero degli eventi

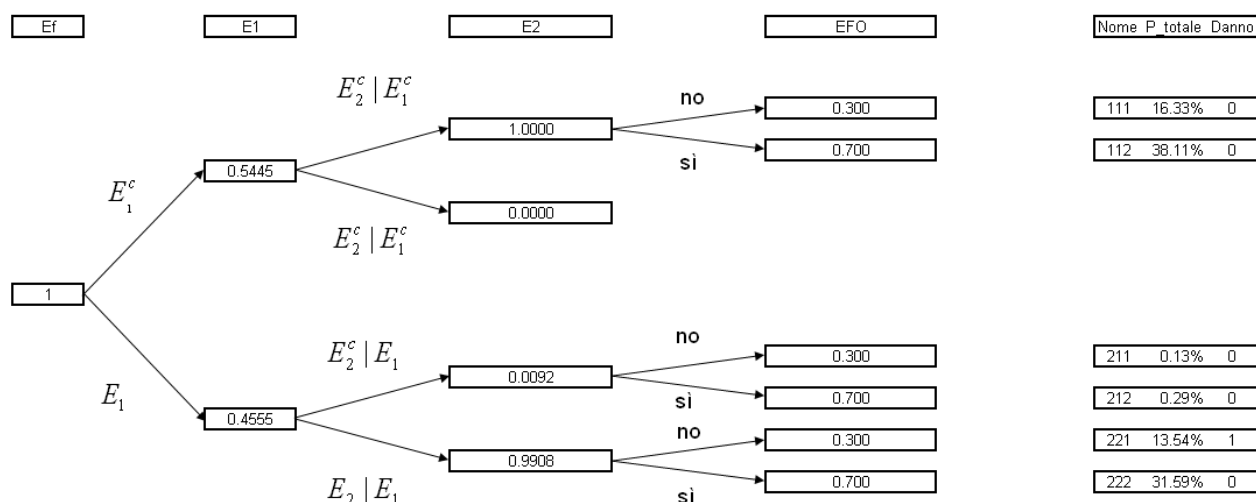



Figura 6-2: Albero degli eventi

In base all'albero rappresentato in Figura 6-2 si può quindi verificare che:

- La probabilità che il singolo occupante abbandoni il compartimento in condizioni di progetto è il 54.45 %
- La probabilità che il singolo occupante abbandoni il compartimento in condizioni di fuori progetto è lo 0.42 % (risultato dell'operazione 0.4555 * 0.0092).
- La probabilità che il singolo occupante non abbandoni il compartimento ma che funzioni il sistema di spegnimento è il 31.59 %
- La probabilità che il singolo occupante non abbandoni il compartimento e che non funzioni il sistema di spegnimento è il 13.54 %. In questo caso si verifica la morte dell'occupante e si considera un danno pari a 1.

6.1.3 Calcolo del rischio

6.1.3.1 Rischio Atteso

La probabilità che si abbiano *k* vittime è determinata dalla seguente funzione

$$P(N_v = k) = n_{(N_v=k)} (1-x)^{10-k} x^k$$

Dove

$n_{(N_v=k)} = (1,10,45,120,210,252,210,120,45,10,1)_{k+1}$, $k = 0,1,...,10$ è il numero di eventi associati al verificarsi di $N_v = k$ vittime $(k = 0,1,...,10)$; in altre parole c'è una sola combinazione in cui si hanno zero vittime, mentre ce ne sono 10 in cui si ha una sola vittima; essa infatti potrebbe essere l'occupante 1, oppure l'occupante 2 etc…Similmente se consideriamo due vittime avremo 45 diverse combinazioni: gli occupanti 1 e 2, oppure 1 e 3, etc…il tutto seguendo le leggi del calcolo combinatorio che consente di calcolare le *k*-uple non ordinate di *n* elementi.

x=0.13542 invece è la probabilità, calcolata come descritto nei paragrafi precedenti, che il singolo occupante sia vittima dell'incendio.

I risultati ottenuti sono sintetizzati nella Tabella 6-3 ed il relativo istogramma è mostrato in Figura 6-3.

N_v	$n_{(N_v=k)}$	$P(N_v = k)$
0	1	0.233374
1	10	0.365535
2	45	0.257644
3	120	0.107613
4	210	0.029497
5	252	0.005544
6	210	0.000724
7	120	6.48E-05
8	45	3.8E-06
9	10	1.32E-07
10	1	2.07E-09

Tabella 6-3: Probabilità in funzione del numero di vittime

Figura 6-3: Distribuzione probabilità di morte del singolo occupante

Il rischio atteso si può quindi calcolare applicando la formula:

$$R = \sum_{k=0}^{10} k \cdot P\left(N_v = k\right)$$

Che in questo caso dà come risultato $R = 1.3542$. Il rischio atteso rappresenta in questo caso il numero di vittime attese.

6.1.3.2 Rischio individuale

Il Rischio individuale è definito come il rapporto tra il numero di vittime attese e la popolazione esposta, quindi si calcola subito $R_i = R/10 = 0.13542$ ritrovando il valore fornito dall'albero degli eventi.

6.1.3.3 Distribuzione retrocumulata del danno

La distribuzione retrocumulata del danno rappresenta la probabilità che il danno sia maggiore del valore indicato in ascissa:

$$p_i = 1 - \sum_{k=0}^{i} P\left(N_v = k\right)$$

Ad esempio, la probabilità che il danno sia maggiore o uguale a 0 è pari ad 1, quella che il danno sia maggiore o uguale a 1 è 7,666e-01 e così via.

Il risultato è rappresentato in Figura 6-4.

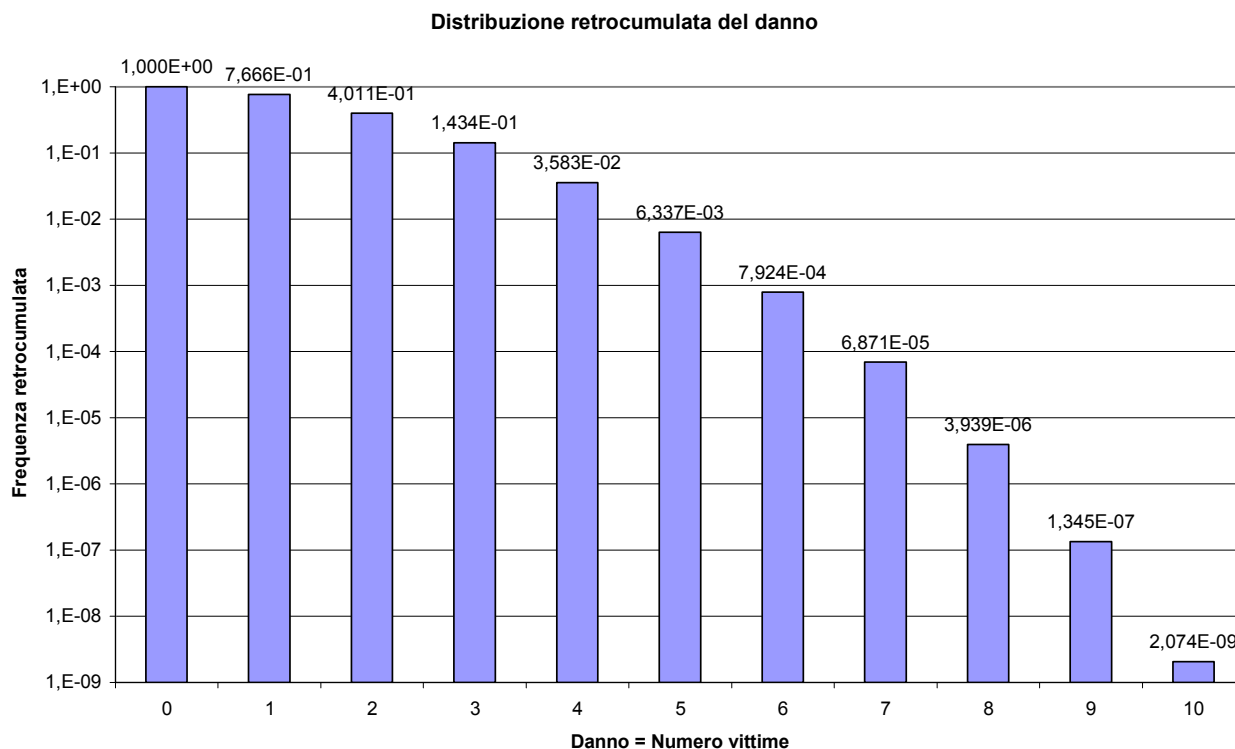



Figura 6-4: Distribuzione retrocumulata del danno

6.2 Analisi di rischio incendio in un locale pubblico

6.2.1 Descrizione

Si consideri un locale pubblico dove si valuta possibile l'accadimento di un evento [EI] di innesco e sviluppo di incendio. Le caratteristiche architettoniche dell'edificio sono note.

Le modalità di affollamento delle persone esposte nonché le condizioni di innesco e sviluppo a regime dell'incendio sono identificate e modellizzabili in modo rappresentativo con i simulatori numerici comuni.

Nel locale per la gestione dell'emergenza sono installati sistemi di sicurezza e protezione attiva. In particolare:

- Un sistema di rivelazione e allarme S:

  si consideri l'evento ES descritto come "Inefficacia del sistema di protezione". Si valuta che l'evento ES può verificarsi se si verifica uno dei seguenti eventi:

- A – Mancanza di alimentazione elettrica
- B – Difetto o malfunzionamento del dispositivo

Domanda n. 1

Si calcoli la probabilità dell'evento ES [P(ES)], essendo:

- *P(A) = 0.01, P(B) = 0.02 e P(A|B) = 0.05*

Risposta n. 1

Gli eventi A e B non sono incompatibili, può succedere infatti che l'alimentazione elettrica non sia disponibile e che il dispositivo sia difettoso o malfunzionante (un evento non esclude l'altro).

Pertanto la probabilità di ES, evento unione di A e B dovrà essere calcolata come segue:

$$P(ES) = P(A \cup B) = P(A) + P(B) - P(A \cap B) = P(A) + P(B) - P(A \mid B) \cdot P(B) =$$
$$= 0{,}01 + 0{,}02 - 0{,}05 \cdot 0{,}02 = 0{,}029$$

Fine risposta 1

Nel locale sono inoltre presenti due sistemi di spegnimento S1 e S2.

La difettosità intrinseca del flusso produttivo dei sistemi S1 e S2 è assunta pari a 0,01.

Per garantire continuità e capacità di protezione S1 e S2 sono installati in parallelo. Per le stesse ragioni, presso il locale è attivo un magazzino dove sono sempre presenti 3 sistemi uguali da dove vengono scelti a caso i 2 installati.

Si considerino i seguenti eventi:

- 0D = nessuno dei 3 sistemi nel magazzino è difettoso
- 1D = 1 dei 3 sistemi è difettoso
- 2D = 2 dei 3 sistemi sono difettosi
- 3D = i 3 sistemi sono difettosi

Domanda n. 2

A) Tenendo conto del carattere binomiale dei suddetti eventi, si calcolino le probabilità P(0D), P(1D), P(2D) e P(3D)

B) Si calcoli inoltre P(0D U 1D U 2D U 3D)

Risposta n. 2A

Ricordando la definizione di distribuzione binomiale si avrà (*d* è la difettosità dei sistemi, pari a 0,001).

$$P(0D)=\binom{3}{0}(1-d)^3=\frac{3!}{0!3!}(1-d)^3=(1-0{,}01)^3=0{,}970299$$

$$P(1D)=\binom{3}{1}d^1(1-d)^2=\frac{3!}{1!2!}d(1-d)^2=3\cdot 0{,}01\cdot(1-0{,}01)^2=0{,}029403$$

$$P(2D)=\binom{3}{2}d^2(1-d)^1=\frac{3!}{2!1!}d^2(1-d)^1=3\cdot 0{,}01^2\cdot(1-0{,}01)=2{,}97\cdot 10^{-4}$$

$$P(3D)=\binom{3}{3}d^3=\frac{3!}{3!0!}d^3=0{,}01^3=1\cdot 10^{-6},$$

Risposta n. 2B

Gli eventi considerati sono tra loro incompatibili, infatti non può verificarsi, ad esempio che il numero dei sistemi guasti sia allo stesso tempo pari a 1 ed a 3, pertanto:

P(0D U 1D U 2D U 3D) = P(0D) + P(1D) + P(2D) + P(3D) =

0.970299 + 0.029403 + 2.97e-4 + 1e-6 = 1.0

La probabilità dell'unione degli eventi considerati è l'evento certo in quanto i quattro eventi incompatibili considerati sono tutti e soli quelli possibili.

Domanda n. 3

Per misurare i livelli di prestazione degli impianti S, S1 e S2 installati, si costruiscano i 4 alberi degli eventi relativi alle 4 situazioni di magazzino definite dai quattro eventi 0D, 1D, 2D e 3D. Si calcolino le probabilità di tutti i rami che in definitiva corrispondono agli eventi intersezione relativi a tutte le combinazioni degli stati di funzionamento di S, S1 e S2 tenendo conto delle risposte date alle domande 1 e 2.

Per ognuno dei 4 alberi si calcoli la probabilità dell'unione degli eventi intersezione definiti da ogni ramo

Risposta n.3

Si considerano gli eventi 0D, 1D, 2D e 3D come degli eventi iniziatori di 4 diversi alberi degli eventi.

Nell'albero corrispondente a 0D, le probabilità di malfunzionamento S1|0D e S2|0D sono pari a 0, poiché entrambi i dispositivi saranno funzionanti.

Il discorso opposto vale per l'albero corrispondente a 3D; in altre parole le probabilità di malfunzionamento S1|0D e S2|0D sono entrambe pari a 1, in quanto i due sistemi saranno certamente difettosi.

Per quanto riguarda 1D invece, occorre ragionare come segue: dei 3 sistemi in magazzino, uno sarà sicuramente difettoso, ma non si ha la certezza che esso sia fra i due installati. Pertanto P(S1) = 1/3; in merito al secondo invece, poiché la probabilità del malfunzionamento di S2, assunto il malfunzionamento di S1, è pari a 0, si ha P(S2|S1) = 0.

Se invece si ipotizza che S1 funzioni, allora il sistema malfunzionante sarà sicuramente tra i due rimasti, quindi P(S2|S1c) = 1/2

Infine, nel caso 2D, P(S1) = 2/3, mentre P(S2|S1) = 1/2, in quanto, nell'ipotesi che S1 sia malfunzionante, dei due sistemi rimasti, ve ne sarà un altro malfunzionante.

P(S2|S1c) = 1, in quanto se S1 è funzionante, allora i due rimasti saranno sicuramente malfunzionanti.

S
S1
S2
Prob.
Scenario
1D
0.0294
s
n
P(S)
0.029
1-P(S)
0.971
P(S1)
0.333333
1-P(S1)
0.666667
P(S2|S1)
0
1-P(S2|S1)
1
P(S2|S1)
0.5
1-P(S2|S1)
0.5
0.0000E+00
2.8423E-04
1-1
2.8423E-04
2-1
2.8423E-04
3-1
0.0000E+00
9.5168E-03
4-1
9.5168E-03
5-1
9.5168E-03
6-1
Prob. Intersezione
2.9403E-02

S
S1
S2
Prob.
Scenario
2D
2.970E-04
s
n
P(S)
0.029
1-P(S)
0.971
P(S1)
0.666667
1-P(S1)
0.333333
P(S1)
0.666667
1-P(S1)
0.333333
P(S2|S1)
0.5
1-P(S2|S1)
0.5
P(S2|S1)
1
1-P(S2|S1)
0
P(S2|S1)
0.5
1-P(S2|S1)
0.5
P(S2|S1)
1
1-P(S2|S1)
0
2.871E-06
1-2
2.871E-06
2-2
2.871E-06
3-2
0.000E+00
9.613E-05
4-2
9.613E-05
5-2
9.613E-05
6-2
0.000E+00
Prob. Intersezione
2.970E-04

Domanda n. 4

Per misurare l'efficacia complessiva dei sistemi di protezione installati in caso di incendio ed alle varie condizioni di affollamento, si costruisca opportunamente l'albero degli eventi complessivo componendo l'evento EI ed i 4 albero costruiti nella domanda 3.

La superficie dell'ambiente affollato sia pari a 1000 m2.

La probabilità dell'evento EI sia P(EI) = 2e-6 [1/m2*anno]

Si calcolino le probabilità degli eventi intersezione identificati dai rami dell'albero.

Si calcoli la probabilità dell'evento unione dei suddetti eventi identificati dai rami.

Risposta n. 4

Effettuando il calcolo, si può notare come la somma delle probabilità di tutti i rami dell'albero corrisponde alla P(EI).

Si noti inoltre il gran numero di scenari ottenuti.

Esistono metodi che aiutano a gestire il gran numero di scenari ottenuti:

- *Giudizio esperto*

- *Creazione di Cluster di scenari*
- *Ipercubo latino*
- *Montecarlo*
- *Superficie di risposta*

Domanda n. 5

Ai fini della caratterizzazione del danno a carico delle persone presenti esposte, si propongono le seguenti assunzioni:

Sia N l'indicatore numerico del danno che esprime il numero delle vittime. N può assumere valori interi positivi, incluso lo 0.

In particolare N assumerà i valori:

N = 0 se S, S1 e S2 sono non difettosi e EX = 0

N = 1 se S, S1 e S2 sono non difettosi e EX = 1

N = 5 se S è ND e uno tra S1 e S2 è ND e EX = 0

N = 10 se S è ND e uno tra S1 e S2 è ND e EX = 1

N = 25 se S è D e uno tra S1 e S2 è D e EX = 0

N = 50 se S è D e uno tra S1 e S2 è D e EX = 1

N = 75 se S è ND e S1 e S2 sono D

N = 100 se S, S1 e S2 sono D

Sia EX = 0 l'evento che descrive la condizione favorevole dell'esposizione e EX = 1 la condizione sfavorevole

Si assuma P(EX=0) = P(EX=1) = 1/2.

Utilizzando le probabilità di ramo richieste nella domanda 4, completate per tenere conto degli eventi EX = 0 e EX = 1, si richiede di calcolare:

- La distribuzione di probabilità [P(N)] dell'indicatore di danno N
- Il valore atteso E[N]
- La distribuzione retrocumulata [F(N)]
- Si ricavi inoltre il valore atteso E[N] anche utilizzando il grafico dell'istogramma retrocumulato F[N]

Risposta n. 5

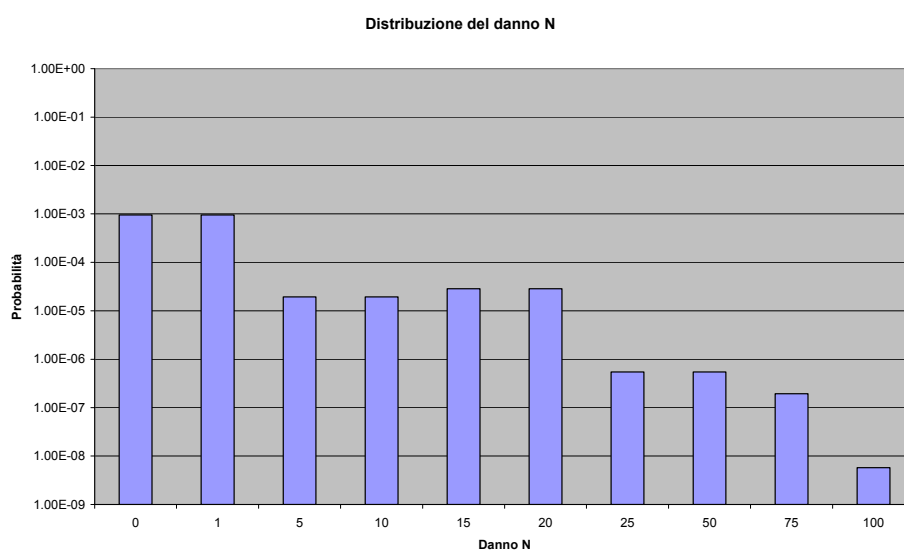
Nella seguente tabella sono riportati gli scenari con probabilità di accadimento diversa da 0, il corrispondente codice identificativo ed il danno atteso in funzione del verificarsi o meno dell'evento EXP

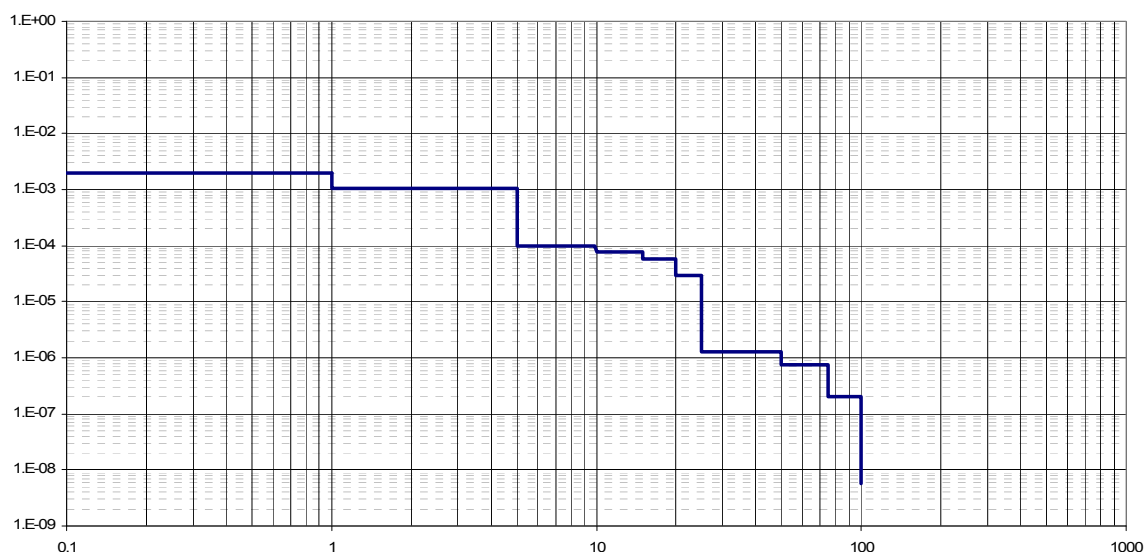
Evento	Probabilità evento	EXP	p_i	N_i	p_iN_i
1-0	5.622773E-05	0	2.81387E-05	15	4.22E-04
		1	2.81387E-05	20	5.63E-04
2-0	1.88432E-03	0	9.42160E-04	0	0.00E+00
		1	9.42160E-04	1	9.42E-04
1-1	5.68458E-07	0	2.84229E-07	25	7.11E-06
		1	2.84229E-07	50	1.42E-05
2-1	5.68458E-07	0	2.84229E-07	25	7.11E-06
		1	2.84229E-07	50	1.42E-05
3-1	5.68458E-07	0	2.84229E-07	15	4.26E-06
		1	2.84229E-07	20	5.68E-06
4-1	1.90335E-05	0	9.51677E-06	5	4.76E-05
		1	9.51677E-06	10	9.52E-05
5-1	1.90335E-05	0	9.51677E-06	5	4.76E-05
		1	9.51677E-06	10	9.52E-05
6-1	1.90335E-05	0	9.51677E-06	0	0.00E+00
		1	9.51677E-06	1	9.52E-06
1-2	5.47200E-09		5.47200E-09	100	5.74E-07
2-2	5.47200E-09	0	2.87100E-09	25	7.18E-08
		1	2.87100E-09	50	1.44E-07
3-2	5.47200E-09	0	2.87100E-09	25	7.18E-08
		1	2.87100E-09	50	1.44E-07
4-2	1.92258E-07		1.92258E-07	75	1.44E-05
5-2	1.92258E-07	0	9.61290E-08	5	4.81E-07
		1	9.61290E-08	10	9.61E-7
6-2	1.92258E-07	0	9.61290E-08	5	4.81E-07

		1	9.61290E-08	10	9.61E-7
1-3	5.80000E-11		5.80000E-11	100	5.80E-9
2-3	1.94200E-09		1.94200E-09	75	1.46E-07

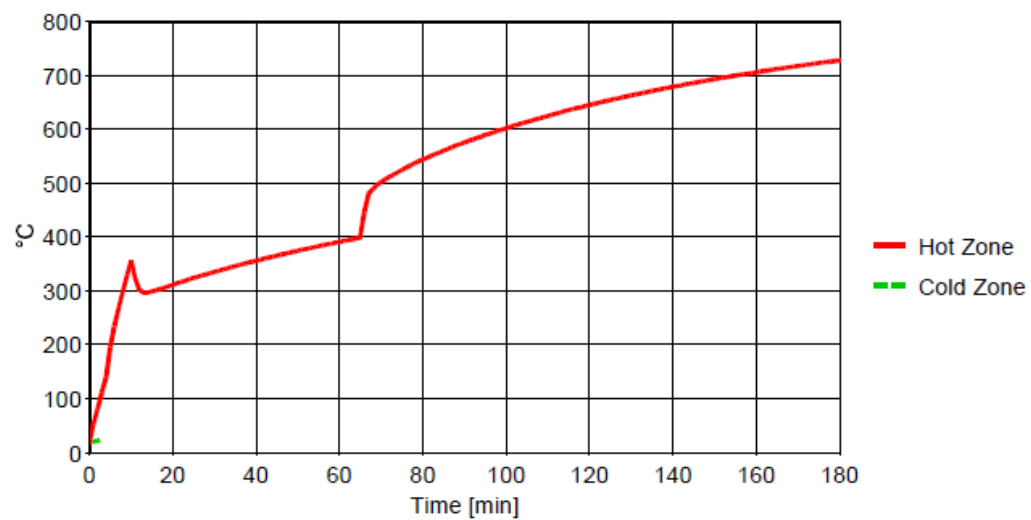
Il danno atteso è pari alla somma di tutti i valori presenti nella colonna 6, e pari a 2.29E-03 vittime/anno.

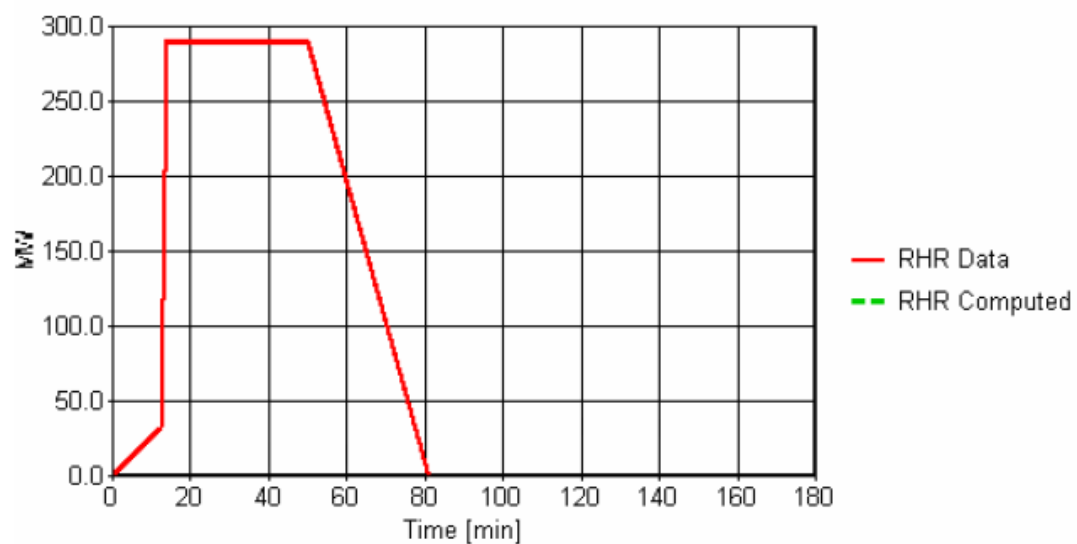
Dopo aver ordinato gli scenari per danno crescente, e dopo aver sommato le probabilità degli scenari cui corrisponde lo stesso valore di danno, si ottiene la seguente distribuzione di probabilità del danno.

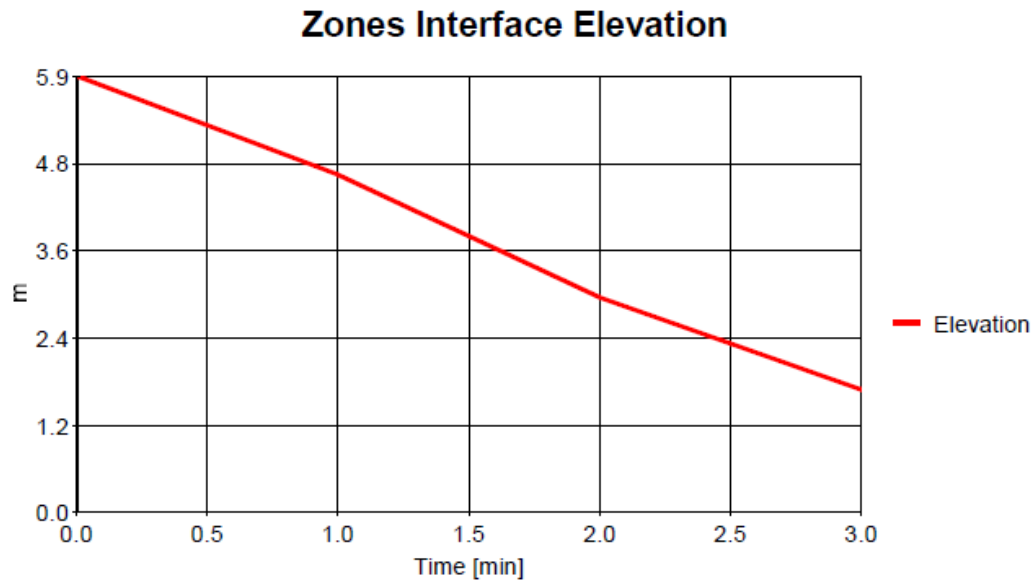
Danno	Probabilità
0	9.517E-04
1	9.517E-04
5	1.923E-05
10	1.923E-05
15	2.84E-05
20	2.84E-05
25	5.47E-07
50	5.47E-07
75	1.94E-07
100	5.80E-09

La distribuzione retrocumulata del danno si ottiene sottraendo via via a 0,002 (P(EI)) le probabilità relative ai valori di danno crescenti

Il

Il valore atteso del danno può essere calcolato come area sottesa alla distribuzione retrocumulata a partire dal danno pari a 1.

6.3 Studio dell'esodo da un edificio industriale

In questo paragrafo viene illustrata un'applicazione della norma BS 7974-6, già descritta sommariamente del capitolo §3.4.4. In particolare l'analisi è condotta con riferimento all'edificio industriale già considerato nell'articolo "La resistenza al fuoco delle opere da costruzione. Metodi a confronto nel nuovo quadro normativo" al quale si rimanda per una descrizione più approfondita. La modellazione dell'incendio è basata sul metodo avanzato a zone implementato dal programma OZone; i parametri caratteristici dell'incendio sono i medesimi di quelli descritti nel citato articolo e brevemente richiamati qui di seguito.

Gas Temperature
°C
800
700
600
500
400
300
200
100
0
0
20
40
60
80
100
120
140
160
180
Time [min]
Hot Zone
Cold Zone
Analysis Name: RHR1 - doors cost - windows temp dep

Rate of Heat Release
MW
300.0
250.0
200.0
150.0
100.0
50.0
0.0
0
20
40
60
80
100
120
140
160
180
Time [min]
RHR Data
RHR Computed
Analysis Name: RHR1 - doors cost - windows temp dep

Zones Interface Elevation

m
5.9
4.8
3.6
2.4
1.2
0.0
0.0 0.5 1.0 1.5 2.0 2.5 3.0
Time [min]
Elevation

Analysis Name: RHR1 - doors cost - windows temp dep

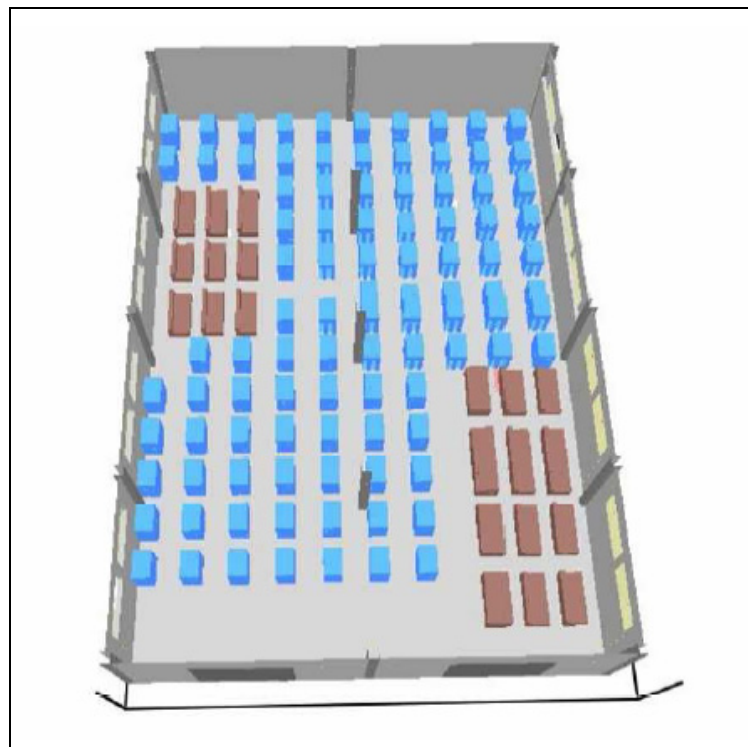



Figura 6-5: modello FDS di un deposito

Per verificare la sicurezza dell'esodo dal compartimento in esame, occorre definire le caratteristiche principali della struttura:

- lunghezza massima di percorrenza pari a circa 40 metri;
- numero occupanti pari a 20 persone;
- categoria di appartenenza A;

- bassa densità di affollamento;
- gli occupanti hanno tutti una età che gli permette di reagire quasi istantaneamente al segnale di pericolo, inoltre non ci sono occupanti non deambulanti.
- sistema di allarme automatico iu tutto l'edificio e occupanti addestrati ad un alto livello di sicurezza al fuoco con buona prevenzione e manutenzione pratica.
- Piano di emergenza ben sviluppato e esercitazioni regolari.

Dalle considerazioni poste per la caratterizzazione degli occupanti e della costruzione, consultando la norma BS citata è possibile definire i tempi caratteristici del caso in parola.

Considerato il basso numero di occupanti considerati per la costruzione in esame, ne risulta una bassa densità di affollamento. Questo presuppostoconsente di valutare il Δt_{evac} come la somma tra il $\Delta t_{prem\ (99\%)}$ degli ultimi occupanti che decidono di lasciare il compartmento minacciato dalle fiamme e il $\Delta t_{walking}$ di viaggio verso l'uscita. Gli altri tempi che fanno parte del tempo di viaggio (Δt_{flow} e Δt_{queue}) non compaiono in quanto non è prevista formazione di code nelle vie di fuga e nella zona di uscita:

$$\Delta t_{evac.} = \Delta t_{prem\ (99\%)} + \Delta t_{trav\ (walking)}$$

Si illustrano ora i livelli caratteristici corrispondenti al caso in esame in funzione di quelli previsti dalla normativa di riferimento per diversi comportamenti:

1. Livello A1: l' edificio è dotato di un sistema di rivelazione automatica in tutto lo stabile, che attiva un immediato allarme generale diramato a tutti gli occupanti dello stabile:

Δt_{det} = 30 secondi (è il tempo definito di progetto);

Δt_{det} = 0 secondi (allarme automatico in tutto lo stabile).

2. Livello B1: rappresenta le caratteristiche della tipologia dell'edificio: forma rettangolare, buona visuale, brevi distanze di viaggio e buon numero di uscite.
3. Livello M1: occupanti normali ben addestrati ad un alto livello di sicurezza antincendio.

Livelli A1/B1/A1 $\Rightarrow$ $\Delta t_{prem\ (1\%)}$= 30 sec. = 0,5 minuti

$\Delta t_{prem\ (99\%)}$=60 sec. = 60 minuti

$\Delta t_{\text{trav (walking)}}$ occorre considerare la velocità di marcia per raggiungere l'uscita compromessa dalla presenza di fumi irritanti e asfissianti, la maggior parte degli incendi rimane con percentuali nei limiti previsti dalla legge per almeno 30 minuti.

Si consideri una velocità media di circa 1,2 m/s per coprire un tragitto di circa 40 metri per raggiunere l'uscita, non essendoci ostacoli sul percorso:

$\Delta t_{\text{trav (walking)}} = 1{,}2 \cdot 40 \cong 50 \text{ secondi}$

$\text{RSET} = \Delta t_a + \Delta t_{\text{det}} + \Delta t_{\text{prem}} + \Delta t_{\text{trav}}$

ASET è il tempo risultante come output della modellazione di incendio, in questo caso effettuata con l'ausilio del programma Ozone affinchè il fumo si mantenga ad una altezza dal pavimento di circa 2 metri.

Nel diagramma di seguito riportato, sono tracciate le curve di incendio naturale calcolate conOZone per le diverse condizioni di ventilazione insieme alla curva nominale standard.

Dal loro raffronto si evince che le condizioni di ventilazione relative al caso 1 ed al caso 2 non comportano sostanziali differenze nella curva di incendio reale prodotta.

Assai diverso è il caso 3 che a causa di una scarsità di ossigeno non consente all'incendio di svilupparsi pienamente configurando un evoluzione dello stesso in un tempo particolarmente lungo.

Dal punto di vista strutturale è una condizione molto meno gravosa principalmente per le temperature dei gas dello strato caldo che superano di poco i 700 °C nelle prime 3 ore dell'incendio.

Altrettanto non si può dire per le condizioni di intervento, in quanto un'improvvisa apertura delle porte causerebbe un repentino aumento della temperatura con fenomeni di tipo *backdraft.*

La forma di queste curve è molto simile alle cosiddette "curve di incendio parametriche", redatte secondo l'eurocodice 1992-1-2, Annex A.

Si può vedere come il caso più limitativo sia il terzo, in cui le porte del magazzino durante la fase di sviluppo dell'incendio restano chiuse. In esso, affinché la superficie di separazione tra lo strato di fumi caldi sovrastante e quello di aria fresca sottostante arrivi ad una altezza di 2 metri dal pavimento occorrono circa 3 minuti.

$$\text{RSET} = 30 \text{ sec.} + \frac{(30 \text{ sec.})_{(1\%)}}{(60 \text{ sec.})_{(99\%)}} + 50 \text{ sec} = 140 \text{ secondi}$$

$\Delta t_{margine}$ = ASET – RSET = 180sec – 140sec = 40 secondi

definisce un margine di sicurezza al fine di considerare le incertezze in ogni fase del calcolo.

6.4 Scuola in muratura portante

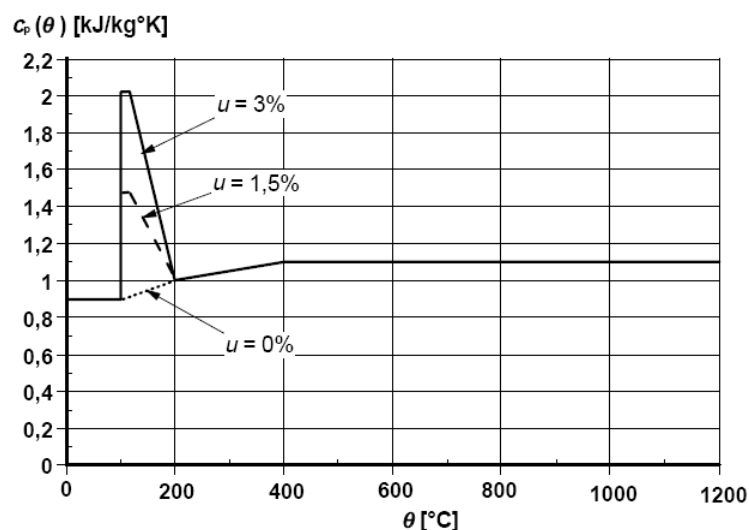
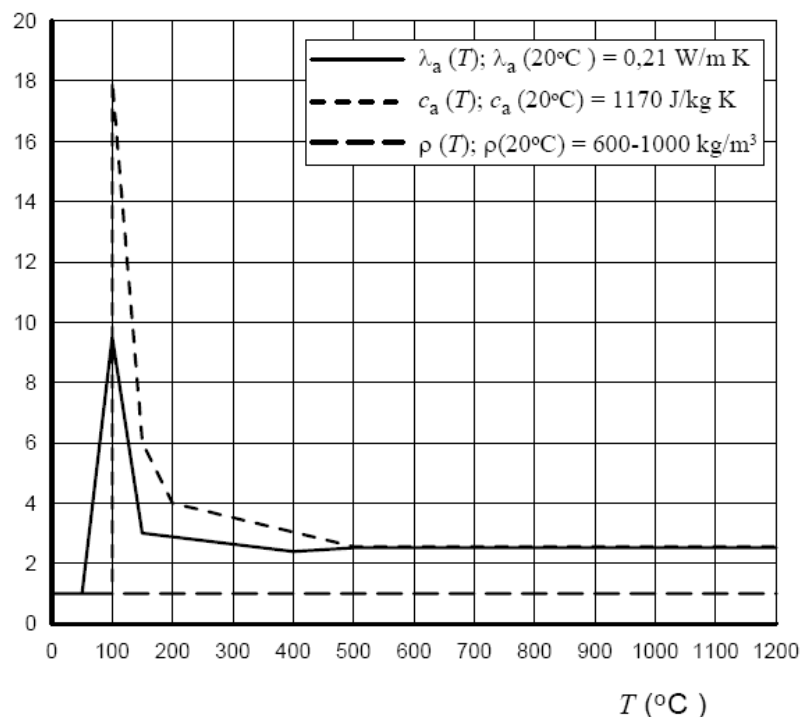
Nel presente paragrafo vengono illustrati i risultati ottenuti applicando il metodo appena descritto ad un caso studio. Si voglia verificare la resistenza al fuoco di una parete di muratura realizzata con blocchi di calcestruzzo (densità di 1600 kg/m^3, ipotizzata costante con la temperatura[18]) e spessore pari a 30 cm esposto ad una curva d'incendio naturale.

Il calore specifico a 20 °C del materiale, in conformità a quanto riportato nella EN 1996-1-2, figura D.1(c) (sotto riportata) è stato assunto pari a 1170 J/kg K. Tuttavia, piuttosto che assegnare a tale caratteristica termofisica l'andamento in illustrato nella citata figura, è stata utilizzata la corrispondente relazione fornita nella EN 1992-1-2, punto 3.3.2, il cui grafico è di seguito illustrato. Tale relazione è stata preferita a quella illustrata nella figura D.1 (c) della EN 1996-1-2 poiché l'attendibilità di quest'ultima risulta dubbia tenuto conto del picco che essa presenta in corrispondenza di 100 °C. Il picco nella curva calore specifico-temperatura, infatti, è collegato al contenuto di umidità per unità di volume del materiale. Maggiore è l'umidità, più pronunciato è il picco. Nella figura in questione si può osservare come esso sia pari a 18 volte il valore a 20 °C, cui corrisponderebbe un valore di umidità del blocco completamente irrealistico. D'altro canto, la relazione utilizzata nel modello risulta più credibile, ed in particolare corrisponde ad un contenuto di umidità pari a 1,5 % in massa.

Anche per quanto riguarda la conducibilità termica non si è utilizzata la curva fornita nella EN 1996-1-2, preferendo piuttosto utilizzare quella determinata sperimentalmente, come descritto nel capitolo 5.3.8.5. In particolare l'equazione che descrive l'andamento di questo parametro termofisico è la seguente:

$$\lambda(\theta) = 4.61 \cdot 10^{-8}\theta^2 - 4.13 \cdot 10^{-4}\theta + 6.42 \cdot 10^{-1},$$

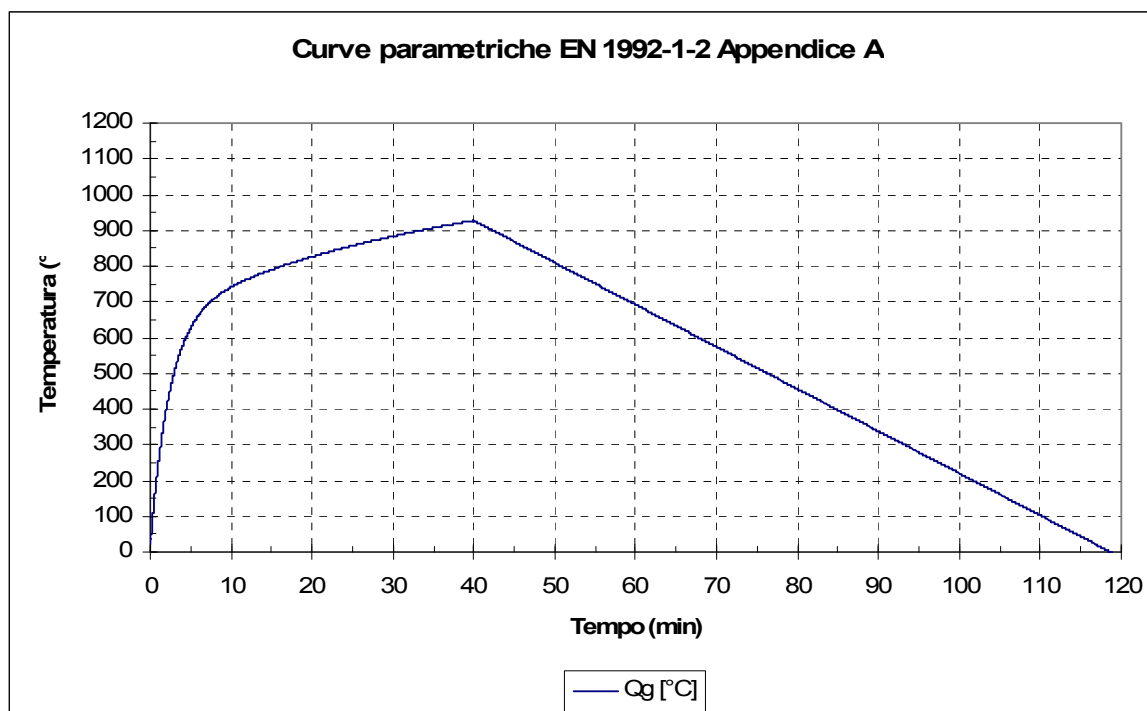
ove la temperatura è espressa in gradi Celsius e la conducibilità termica in W/mK.

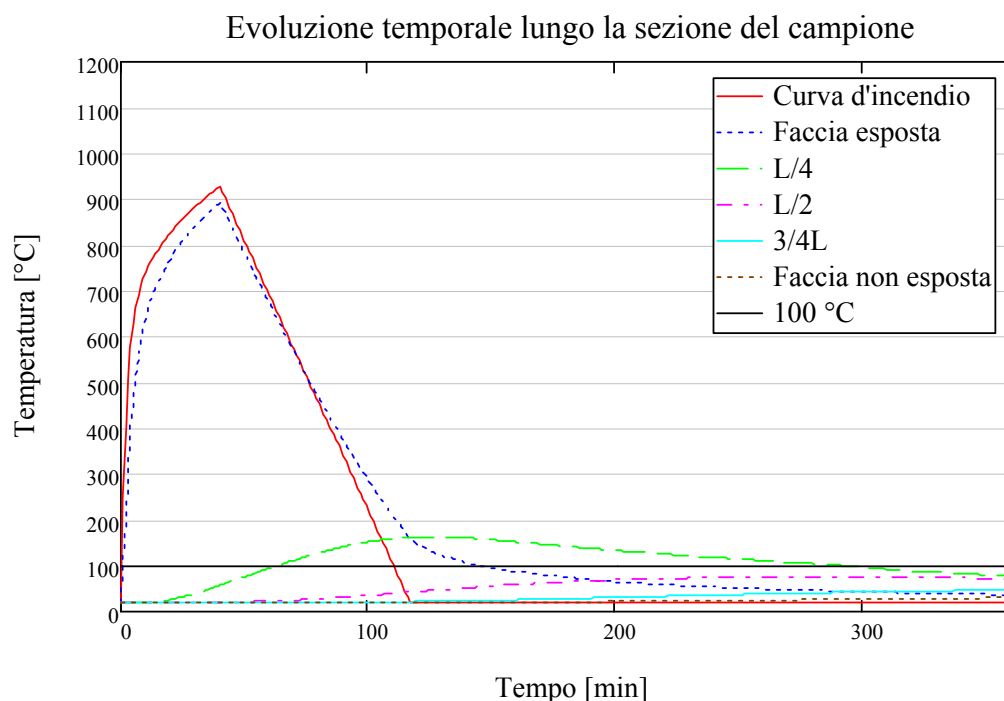
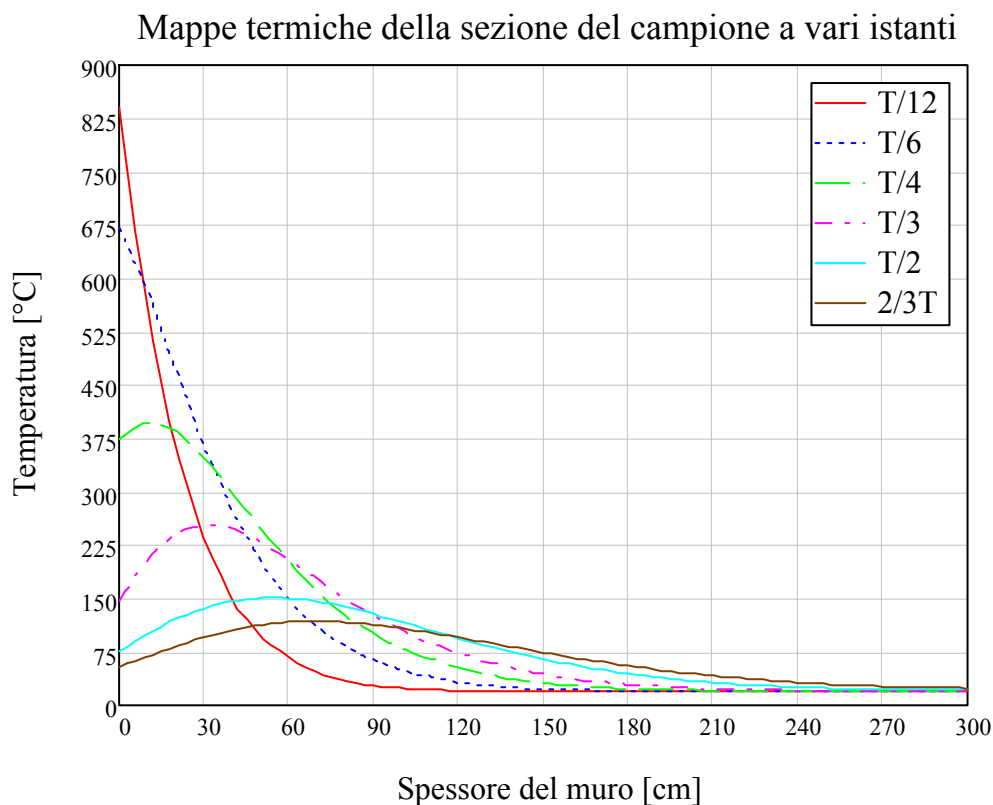
[18] Tale approssimazione ha un impatto molto modesto sui risultati, tenuto conto della piccola variabilità della densità del blocco con la temperatura.

L'analisi termica è stata effettuata in conformità a quanto descritto nel capitolo 5.2, assumendo in particolare una temperatura ambiente pari a 20 °C. I coefficienti di scambio termico convettivo per il lato esposto e quello non esposto della muratura, in base ai capitoli 3.3.1.1(3) e 3.1(5) della norma EN 1991-1-2, valgono rispettivamente 25 e 9 W/m^2 K. L'emissività del calcestruzzo è stata assunta pari a 0,7 coerentemente con il calcestruzzo ordinario.

La curva naturale d'incendio è stata determinata seguendo il modello delle curve parametriche, descritto nell'appendice A alla EN 1991-1-2 ed illustrato nel capitolo 3.4.3.1.

In particolare, per il caso in esame sono stati ipotizzati i seguenti parametri:

- Coefficiente di ventilazione O = 0,06 $m^{1/2}$;
- Inerzia termica delle pareti del compartimento b = 1500 $J/m^2\ s^{1/2}\ K$ (calcestruzzo autoclavato aerato);
- Rapporto tra area della superficie in pianta e di quella totale pari a 0,25;
- Carico d'incendio specifico di progetto pari a 800 MJ/m^2;
- t_{lim} pari a 0,33 h (tasso di crescita dell'incendio medio).

La curva corrispondente alle ipotesi sopra riportate è illustrata nella figura seguente.

L'analisi termica del campione è stata effettuata in conformità a quanto riportato nel capitolo 5.2; inoltre, l'equazione del calore è stata risolta numericamente impostando un incremento temporale pari a 60 s ed uno spaziale pari a L/100 = 3 mm.

Le figure seguenti mostrano rispettivamente la distribuzione della temperatura lungo la sezione trasversale del muro in oggetto a vari istanti temporali (T/12, T/6,…) e l'evoluzione della temperatura nel tempo in vari punti scelti lungo la sezione del muro (faccia esposta, L/2,…).

Per quanto concerne le caratteristiche meccaniche del materiale, il metodo di cui alla EN 1996-1-2 prevede l'utilizzo della resistenza a compressione della muratura, tenendo conto sia della resistenza del blocco che di quella della malta. In mancanza dei dati relativi al comportamento a caldo della malta (ricavati in una fase successiva della ricerca e riportati

nell'articolo "Mechanical behaviour of masonry materials at high temperatures", di Andreini et. Al), è stato utilizzato l'approccio riportato nell'Appendice D alla norma EN 1996-3: "Eurocodice 6 – Progettazione delle strutture di muratura – Parte 3: Metodi di calcolo semplificato per strutture di muratura non armata". In tale appendice è presente una tabella che, in funzione della resistenza caratteristica a compressione del blocco e del tipo di malta, fornisce la corrispondente resistenza a compressione della muratura realizzata con questi componenti.

In particolare, considerando per l'appunto una muratura realizzata con blocchi di calcestruzzo alleggerito aventi resistenza caratteristica a compressione a freddo pari a circa 17 N/mm^2 e con una malta M10, come definita nella EN 1996-1-2, si ottiene una resistenza caratteristica della muratura a freddo pari a 8,9 N/mm^2.

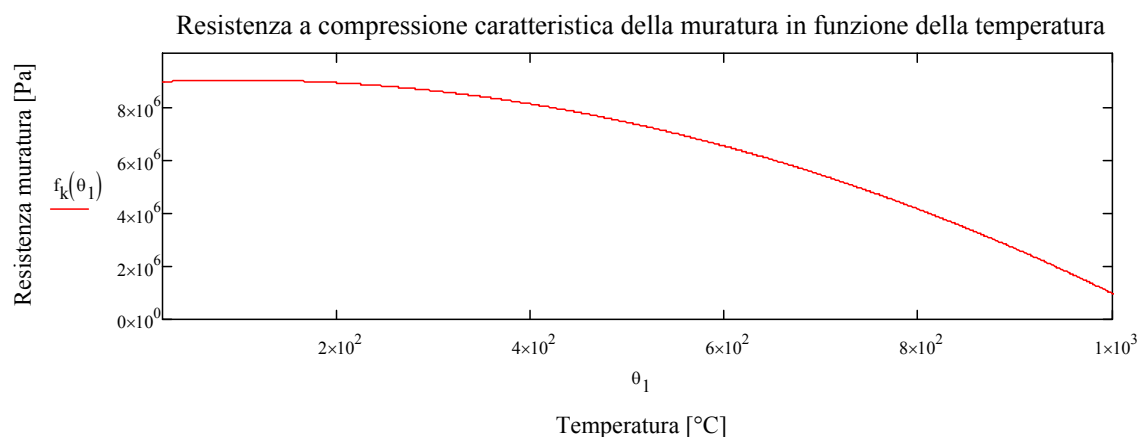
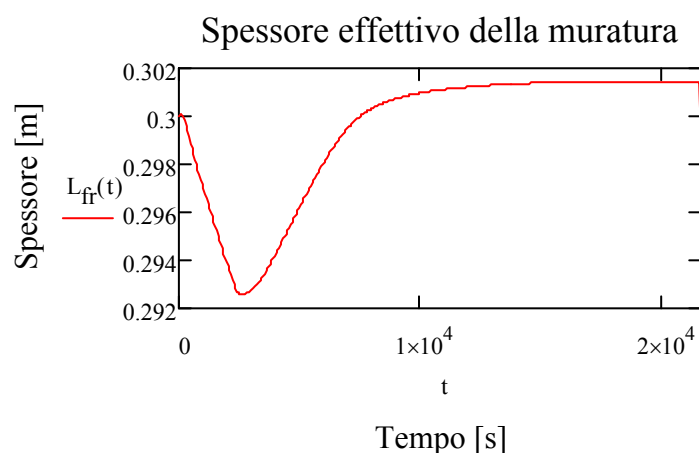
L'applicazione di tale metodo nel presente esempio presuppone due assunzioni:

1. la resistenza a compressione (carico di rottura diviso per area della sezione del campione) del blocco è stata considerata pari a quella del campione cilindrico; tuttavia, ciò è vero solo in prima approssimazione poiché, tenendo conto delle specifiche modalità di prova, le dimensioni e la forma del campione influenzano il carico di rottura in modo non lineare. Tale assunzione è stata effettuata in mancanza di dati relativi al carico di rottura di blocchi realizzati con il materiale sottoposto a prova.
2. il rapporto tra resistenza a compressione della mura e quello del blocco, implicitamente fissato dalla tabella riportata nell'appendice D della EN 1996-1-2 è valido a temperatura ambiente. Tuttavia, al fine di utilizzare l'andamento del carico di rottura con la temperatura determinato tramite la campagna di prove sperimentali, tale rapporto è stato ipotizzato costante con la temperatura.

In sintesi, avendo introdotto il coefficiente $c_{malta} = \dfrac{8.9 \cdot 10^6}{f_{k\vartheta_a}}$, ove $f_{k\theta a}$ è la resistenza caratteristica a compressione a temperatura ambiente, determinata sperimentalmente e pari a circa 17 N/mm^2, la resistenza carattertistica a compressione della muratura in funzione della temperatura può essere descritta dalla formula seguente:

$$f_k(\theta) := \left(-1.851410^{-5} \cdot \theta^2 + 3.61610^{-3} \cdot \theta + 1.673810^1\right) \cdot c_{malta} \cdot 10^6$$

Il coefficiente 10^6 tiene conto del fatto che l'espressione di $f_k(\theta)$ fornisce la resistenza a compressione in N/mm^2.

Il grafico riportato nella figura seguente mostra l'andamento di tale funzione nell'intervallo di temperatura [0 – 1000] °C. Come si può osservare, secondo questa formulazione, la resistenza della muratura in corrispondenza di una temperatura di 1000 °C risulta pressoché annullata. Si tenga conto altresì di quanto riportato nel capitolo 5.5.1 in merito all'elevato valore della capacità portante così ottenuto.

La seguente figura riporta, coerentemente alla metodologia esposta nel capitolo 5.5.2, lo spessore efficace del muro in funzione del tempo.

Come si può osservare, la variazione dello spessore della muratura dovuto al riscaldamento della sezione risulta modesta (< 1 cm).

Lo step di calcolo successivo consiste nella decomposizione del campo termico in tre componenti, così come descritto nel capitolo 5.5.1, che illustra il risultato del procedimento per l'esempio in parola.

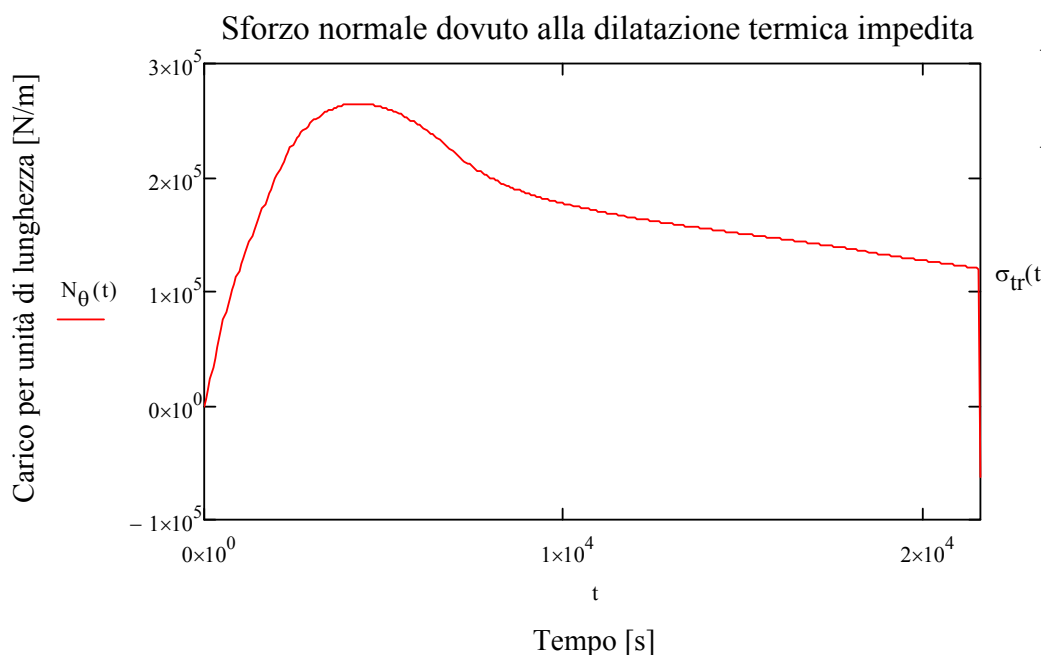
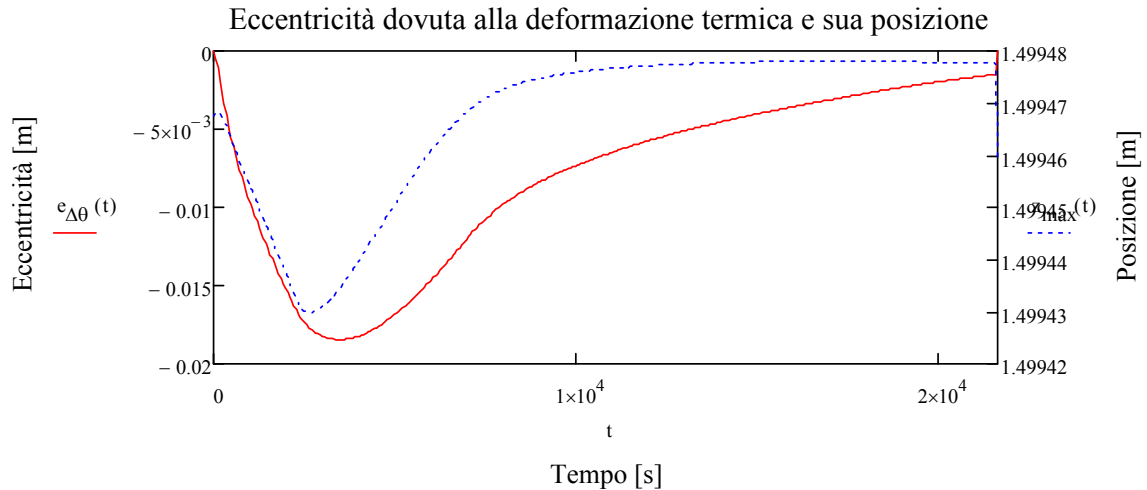
A questo punto è necessario tenere conto delle sollecitazioni dovute alle dilatazioni termiche impedite dalla presenza di vincoli, ipotizzato cedevoli elasticamente (Cfr.

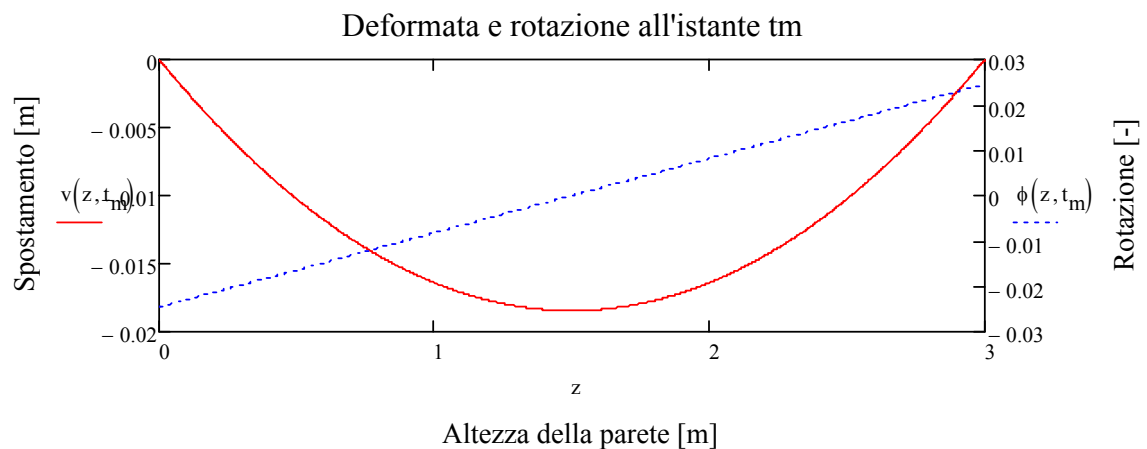
capitolo 5.5.2). In particolare è stata assunta una rigidezza traslazione equivalente dei vincoli pari a 1E+8 N/m.

Tenendo conto inoltre della relazione tra resistenza a compressione caratteristica e modulo di Young della muratura (cfr. formula 7, capitolo 5.4.2), e assumendo un coefficiente di dilatazione termica pari a 12E-6 K^{-1} (cfr. Tabella 5-4), si può calcolare lo sforzo normale per unità di lunghezza della muratura dovuto alla dilatazione termica impedita tramite la seguente espressione:

$$N_\theta(t) := \frac{\alpha \cdot \left(\theta_{media}(t) - \theta_a\right) \cdot h}{\frac{1}{k_{eq}} + \frac{h}{E(t) \cdot L_{fr}(t)}}$$

Ove h è l'altezza della muratura, assunta pari a 3 m.

Il grafico seguente rappresenta l'andamento di tale carico.

Come descritto nel capitolo 5.5.2, è ora possibile determinare in funzione del tempo l'andamento della componente di eccentricità della parete dovuta alla deformazione termica "a farfalla". Tale risultato è illustrato nella seguente figura.

Come si può osservare, a causa del riscaldamento conseguente alla curva d'incendio applicata, il massimo valore dell'eccentricità della parete è pari a quasi 2 cm e si verifica all'incirca a metà altezza del muro (l'impatto della diversa rigidezza flessionale dei vincoli è basso).

La figura seguente mostra la deformata della parete e la rotazione delle sue sezioni all'istante t_m in cui è massima l'eccentricità.

A questo punto, si può procedere in accordo a quanto esposto al capitolo 5.4.2.3 per il calcolo dell'eccentricità a metà altezza del muro. Si ipotizzi un valore dell'eccentricità dovuta ai carichi pari ad un quarto dello spessore del muro, in formule $e_l = L/4$.

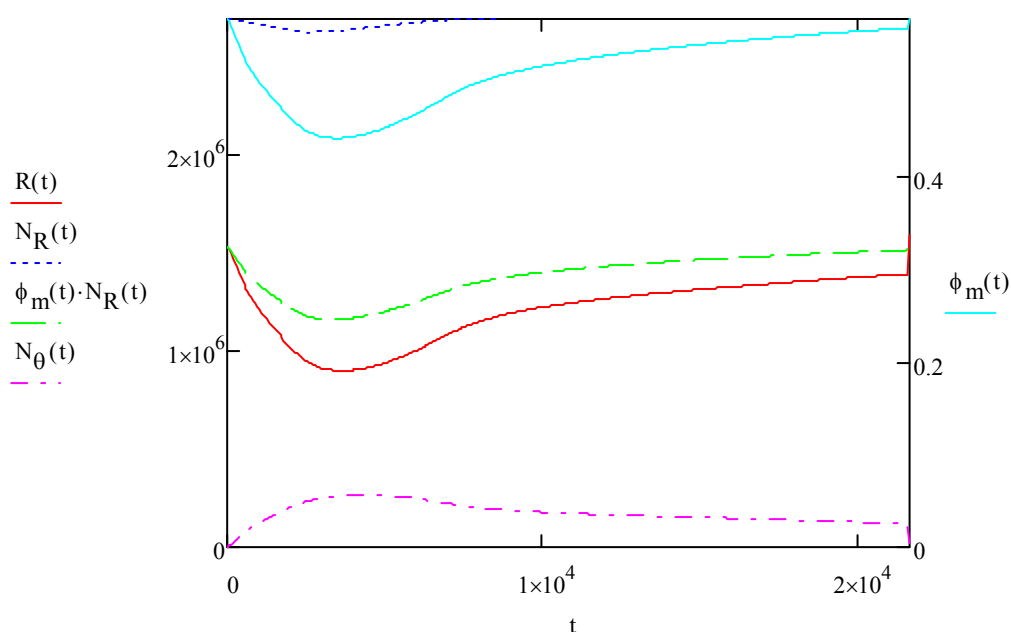
Per il valore dell'eccentricità iniziale e_i si assume quanto riportato nel capitolo 5.5.1.1 (4) della EN 1996-1-2, in particolare e_i = h/450. Per e_k ci si rifà invece alla formula (21) riportata nel capitolo 5.4.2.3, ottenendo così $e_k = 0,002\phi_\infty \frac{h_{ef}}{t_{ef}}\sqrt{t \cdot e_m}$ = 0,006 m.

Considerando inoltre che il contributo dell'eccentricità dovuta alla variazione termica "a farfalla" del muro è variabile con il tempo, e tenendo conto della definzione dell'eccentricità a metà altezza del muro data nella formula (6.6) della EN 1996-1-1, si ottiene per tale grandezza l'espressione $e_{mk}(t) = \max(e_m + e_k + |e_{\Delta\theta}(t)|, 0.05L)$.

Procedendo quindi con i passaggi già illustrati nel capitolo 5.4, si arriva a determinare in funzione del tempo l'andamento del coefficiente Φ_m che riduce la resistenza a compressione della parete di muratura.

Tenendo conto della riduzione di capacità portante della muratura a causa dell'insorgere di azioni indirette causate dall'incremento di temperatura (N_θ), essa può essere espressa come:

$$R(t) = \Phi_m(t) N_R(t) - N_\theta(t).$$

Il grafico seguente mostra l'andamento nel tempo delle grandezze utilizzate nella formula appena riportata.

Come si può osservare, la riduzione della capacità portante del muro dovuta alla riduzione delle caratteristiche meccaniche del mateiale alle alte temperatura ha un effetto modesto (curva tratteggiata in blu). Tenendo conto però del coefficiente riduttivo Φ_m (tracciato con linea continua azzura e riferito all'asse delle ordinate secondario), si deduce che la diminuzione della capacità portante viene pesantemente influenzata dall'incendio (curva tratteggiata verde). Tenendo conto infine delle azioni indirette di natura termica legate alla

rigidezza traslazionale dei vincoli (curva tratto-punto viola) si osserva un'ulteriore diminuzione della capacità portante per unità di lunghezza della parete.

Si noti inoltre come il coefficienti di sicurezza relativo alle caratteristiche meccaniche del materiale, $\gamma_{M,fi}$ non è stato introdotto esplicitamente nella formulazione descritta, in quanto per la situazione di incendio esso può essere assunto pari all'unità.

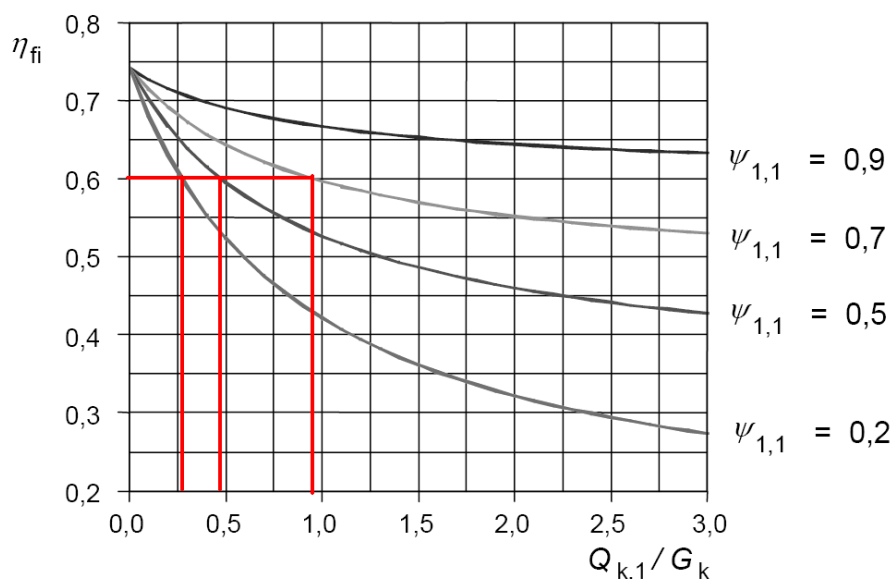
È possibile determinare che tale capacità assume a causa dell'incendio un valore minimo pari a poco meno del 60 % della capacità portante a freddo.

Per valutare quindi l'adeguatezza della muratura in parola a sopportare il carico nella condizione di incendio, è ovviamente necessario conoscere il carico agente su di essa. È opportuno ricordare come il carico agente a freddo non sia equivalente al carico agente ad inizio incendio, infatti tali grandezze sono legate dalla relazione (Cfr. EN 1996-1-2, capitolo 2.4.2):

$E_{d,fi} = \eta_{fi} \, E_d,$

dove per valutare il fattore di riduzione dei carichi in caso di incendio si può utilizzare l'espressione, con il significato dei simboli già discusso in precedenza:

$$\eta_{fi} = \frac{G_k + \psi_{fi} Q_{k,1}}{\gamma_G G_k + \gamma_{Q,1} Q_{k,1}}.$$

Tale espressione è stata graficata e riportata nella EN 1996-1-2 assumendo $\gamma_G = 1{,}35$ e $\gamma_Q = 1{,}5$ ed è di seguito riportata.

Come si può notare, fissando un valore di η_{fi} pari a 0.6, corrispondente alla diminuzione della capacità portante della muratura in caso di incendio, si può dedurre la massima

aliquota ammissibile per i carichi variabili agenti Q_k in funzione del coefficiente di combinazione dei carichi. Ad esempio, la verifica di resistenza al fuoco può ritenersi soddisfatta se, con un coefficiente di combinazione dei carichi pari a 0.5, i carichi variabili ammontano a circa la metà di quelli permanenti.

6.4.1 Approccio affidabilistico

6.4.1.1 Ipotesi di base

La metodologia di calcolo illustrata nell'esempio del precedente capitolo è stata utilizzata come base per uno studio del medesimo problema con approccio "full probabilistic" (Cfr. Handbook 5). In particolare, si è proceduto analogamente all'esempio riportato nel punto 2.3, del Capitolo II del citato manuale (M. Holicky and J.-B. Schleich) ove alcune grandezze, invece che note deterministicamente, sono state considerate come variabili aleatorie.

A tal fine sono state fatte alcune ipotesi semplificative, a causa della natura tempo-variante del problema. Come si è potuto notare nei capitolo precedenti, la riduzione della capacità portante di un muro caricato in caso di incendio è dovuta principalmente a tre fattori:

1. la diminuzione della resistenza a compressione del materiale alle alte temperature;
2. la flessione del muro dovuta alle dilatazioni termiche "a farfalla" che fa aumentare l'eccentricità totale del carico;
3. l'insorgere di uno sforzo normale dovuto alla dilatazione termica impedita.

Nelle simulazioni effettuate si è potuto constatare come, a rigore, queste tre componenti non si verificano nello stesso istante, poiché dovute a cause differenti (distribuzione delle temperature nella sezione, massima pendenza della componente lineare di temperatura e massimo valore della temperatura media della sezione rispettivamente). Il problema dell'affidabilità in caso di incendio della struttura in parola risulta pertanto tempo-variante. Tuttavia, al fine di poterlo studiare secondo le metodologie illustrate nei capitoli dedicati all'analisi affidabilistica delle strutture, e coerentemente con l'approccio tempo-invariante seguito dagli attuali codici di progettazione strutturale, è stata fatta l'ipotesi conservativa che i tre fattori appena descritti agiscano simultaneamente. Dal grafico mostrato in figura si può dedurre come in pratica i tre diversi istanti corrispondenti al massimo effetto delle azioni citate siano con buona approssimazione assimilabili.

Nell'ambito dello studio affidabilistico in parola, si è scelto di considerare soltanto alcune delle variabili come aleatorie, e suppore le altre note deterministicamente. Le variabili aleatorie considerate si possono raggruppare in due classi distinte.

1. **Carichi**. La muratura è stata considerata sottoposta a:
    a. Un carico permanente G;
    b. Un carico variabile Q;
    c. L'incendio, simulato tramite una famiglie di curve parametriche in cui sono stati fatti variare sia il coefficiente di ventilazione *O* sia il carico d'incendio specifico q_f.
2. **Proprietà del materiale.**
    a. Potendo disporre dei dati sperimentali relativi alle prove di resistenza a compressione della muratura, tale valore *f* è stato considerato come una variabile aleatoria.

Inoltre, per separare gli effetti dovuti alla distribuzione di temperatura lungo lo spessore del muro da quelli dovuti alla variabilità statistica della resistenza a compressione della muratura, è stata introdotta una grandezza *a* definita come $a(t) = \dfrac{N_R(t)}{f_k(\theta_a)}$. Tale grandezza è dimensionalmente pari ad una lunghezza (si ricordi che si è considerato lo sforzo normale agente per unità di lunghezza del muro). Si ottiene quindi

$$N_R(t) = \int_0^L f_k(\theta(x,t))dx = f_k(\theta_a)\int_0^L \frac{f_k(\theta(x,t))}{f_k(\theta_a)}dx = f_k(\theta_a)a(t).$$

Appare chiaro che la variabile *a* si può intendere come l'area (spessore) della sezione della muratura ridotta a causa dell'alta temperatura.

Infine, coerentemente con i dati utilizzati nell'esempio numerico del capitolo 6.4.2, le simulazioni sono state effettuate per uno spessore del muro pari a *L* = 17 cm, una rigidezza traslazionale per unità di lunghezza del vincolo pari a 5E+7 N/m ed una rigidezza flessionale pari a 5E+6 N per ciascuna estremità. I valori determinati sono applicabili solamente in queste condizioni geometriche e di vincolo.

6.4.1.2 Determinazione numerica di $e_{mk}(O,q_f)$, $N_\theta(O,q_f)$ e $a(O,q_f)$

È fondamentale a questo punto osservare come non ci sia un legame analitico diretto tra le caratteristiche dell'incendio (coefficiente di ventilazione e carico d'incendio specifico) e i

tre parametri riduttivi della capacità portante. In conformità al citato esempio (Handbook 5) si è provveduto pertanto, tramite apposita campagna di simulazioni numeriche, a determinare, in funzione dei due parametri descrittivi dell'incendio parametrico, le corrispondenti funzioni analitiche per eccentricità, sezione ridotta e azioni indirette.

Si noti tuttavia che, al fine di diminuire il tempo necessario ad effettuare le simulazioni, il modello matematico descritto nei precedenti capitoli è stato leggermente semplificato, in particolare, invece di ipotizzare due diverse rigidezze flessionali dei vincoli, esse sono state considerate uguali.

La tabella seguente riassume i risultati trovati grazie alle 20 simulazioni effettuate.

N.	O [$m^{1/2}$]	q_f [MJ/m^2]	$max_t(e_{mk})$ [m]	$max_t(N_\theta)$ [N]	$min_t(a)$ [m]
1	0.02	200	0.0276893	214766	0.16660
2	0.02	400	0.0297554	279549	0.16350
3	0.02	600	0.0309373	342487	0.16050
4	0.02	800	0.0316138	395209	0.15760
5	0.02	1000	0.0319333	441610	0.15470
6	0.06	200	0.0223057	58575	0.16980
7	0.06	400	0.0259018	124281	0.16720
8	0.06	600	0.0299517	221478	0.16180
9	0.06	800	0.0312008	268280	0.15950
10	0.06	1000	0.0319733	297934	0.15750
11	0.1	200	0.0219967	51159	0.16990
12	0.1	400	0.0256527	115430	0.16730
13	0.1	600	0.0269891	141582	0.16570
14	0.1	800	0.0299856	206285	0.16030
15	0.1	1000	0.0316731	255394	0.15680
16	0.2	200	0.0214997	43452	0.17000
17	0.2	400	0.0255593	110779	0.16740
18	0.2	600	0.0268315	133860	0.16580
19	0.2	800	0.0276919	149822	0.16450
20	0.2	1000	0.0283027	161444	0.16330

I risultati appena presentati sono stati utilizzati per determinare un'idonea funzione polinomiale che approssima i valori di ciascuno dei parametri riduttivi della capacità portante nell'intervallo di variazione delle variabili indipendenti O e q_f. Tale funzione è stata ricavata tramite un algoritmo di regressione lineare multipla (o multivariata) implementato nel software mathcad, già utilizzato per lo sviluppo del modello matematico.

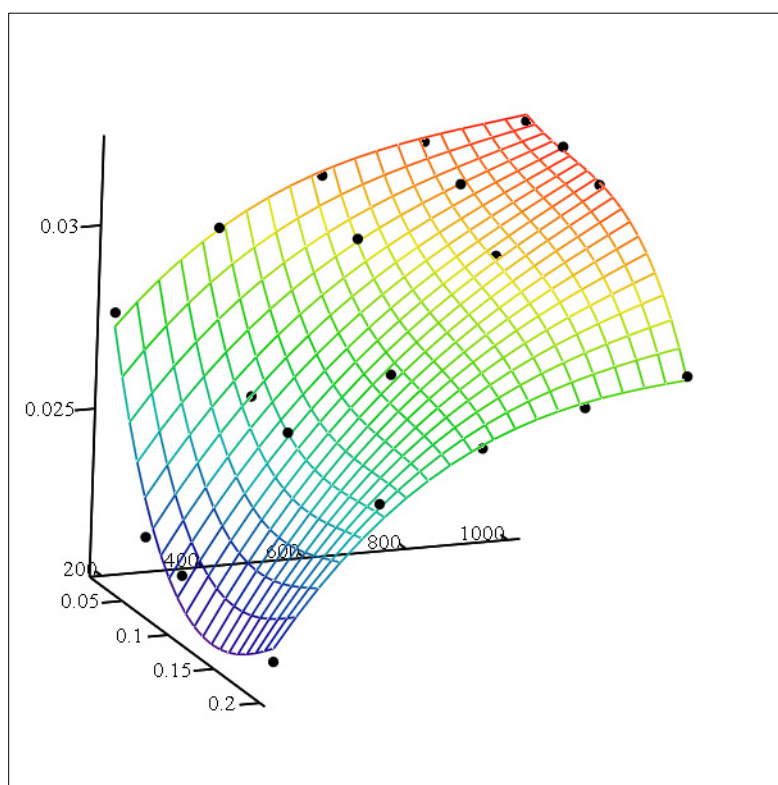
Le figure seguenti mostrano i grafici di tali funzioni interpolanti, rispettivamente dell'eccentricità dovuta all'inflessione della parete, delle azioni indirette dovute alla dilatazione termica impedita e della diminuzione della sezione della parete. Nei grafici sono inoltre riportati i punti corrispondenti ai valori ottenuti grazie alle diverse simulazioni effettuate.

$F_e(O, q_f, e_{mk})$

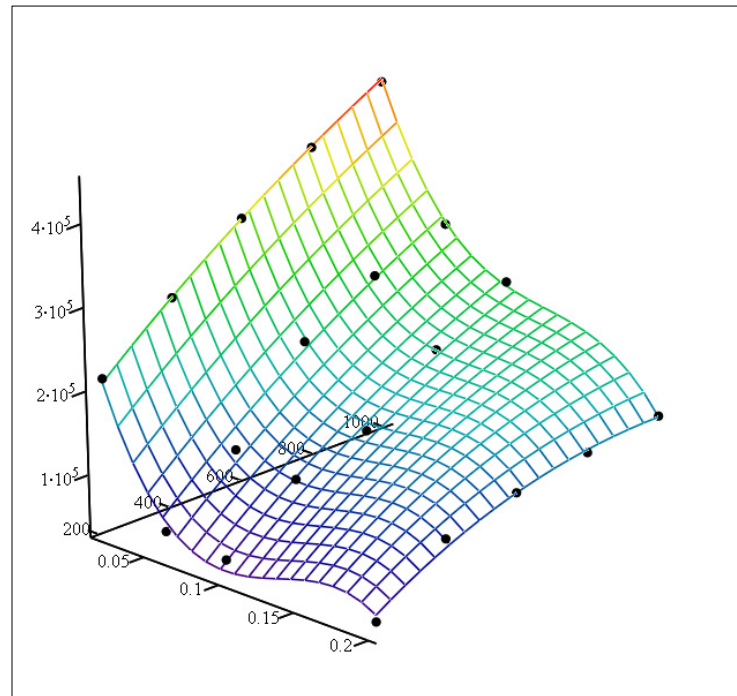
Figura 6-6: Valori simulati di e_{mk} e funzione polinomiale interpolante

F_N, O, q_f, N_θ

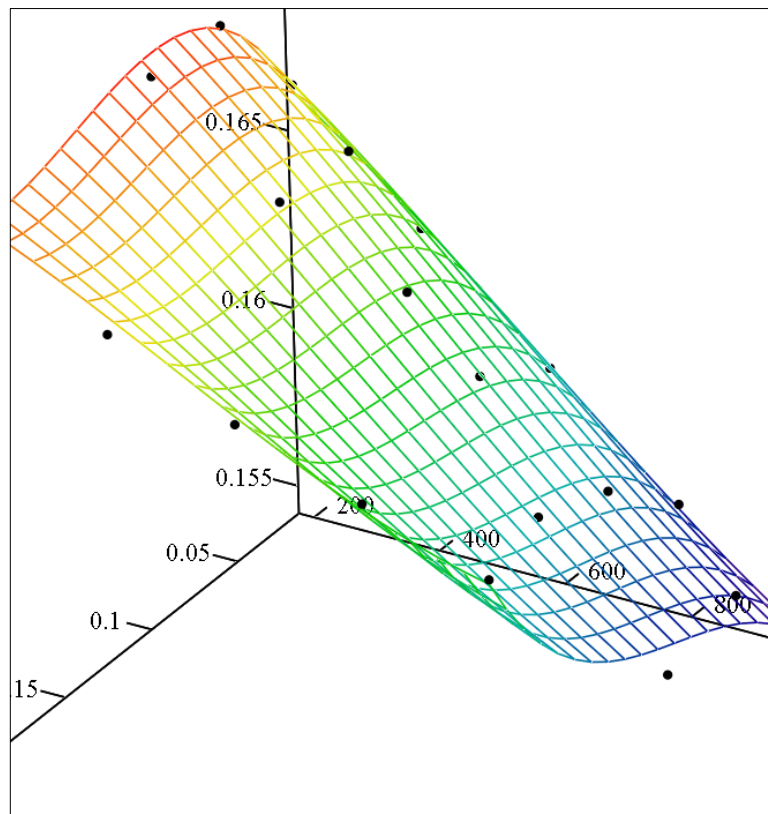
Figura 6-7: Valori simulate di N_θ e funzione polinomiale interpolante

F_R, O, q_f, NR_{fk}

Figura 6-8: Valori simulate di *a* e funzione polinomiale interpolante

Tramite un apposito algoritmo è stato possibile estrarre i coefficienti di tali polinomi che sono riportati nelle tabelle seguenti.

I =

	0	1
0	1	2
1	0	3
2	0	2
3	0	1
4	1	1
5	2	1
6	0	0
7	1	0
8	2	0
9	3	0

	0
0	$-1.829\cdot10^{-8}$
1	$8.191\cdot10^{-12}$
2	$-2.284\cdot10^{-8}$
3	$1.989\cdot10^{-5}$
4	$2.067\cdot10^{-4}$
5	$-7.916\cdot10^{-4}$
6	0.027
7	-0.21
8	1.082
9	-1.44

	0
0	-0.458
1	$2.426\cdot10^{-5}$
2	-0.125
3	410.539
4	839.477
5	$-5.311\cdot10^{3}$
6	$2.604\cdot10^{5}$
7	$-7.692\cdot10^{6}$
8	$6.125\cdot10^{7}$
9	$-1.481\cdot10^{8}$

	0
0	$1.092\cdot10^{-8}$
1	$7.812\cdot10^{-12}$
2	$-1.407\cdot10^{-8}$
3	$-5.785\cdot10^{-6}$
4	$-1.022\cdot10^{-4}$
5	$5.703\cdot10^{-4}$
6	0.165
7	0.193
8	-1.437
9	3.061

Figura 6-9: Matrice degli esponenti, coeff. di eccentricità, soll. indiretta e sezione rispettivamente

In particolare, la prima tabella fornisce nella prima colonna il grado del termine in x (O)e nella seconda il grado del termine in y (q_f) corrispondente. Pertanto, volendo esprimere la generica grandezza nella forma

$$Z(O,q_f)=c_1O^3+c_2O^2\cdot q_f+c_3O\cdot q_f{}^2+c_4q_f{}^3+c_5O^2+c_6O\cdot q_f+c_7q_f{}^2+c_8O+c_9q_f+c_{10}$$

è necessario ordinare i coefficienti come illustrato nella tabella seguente.

c_i	Monomio	$max_t(e_{mk})$ [m]	$max_t(N_0)$ [N]	$min_t(a)$ [m]
c_1	O^3	-1.44	$-1.481\cdot10^{8}$	3.061
c_2	O^2q_f	$-7.916\cdot10^{-4}$	$-5.311\cdot10^{3}$	$5.703\cdot10^{-4}$
c_3	Oq_f^2	$-1.829\cdot10^{-8}$	-0.458	$1.092\cdot10^{-8}$
c_4	q_f^3	$8.191\cdot10^{-12}$	$2.426\cdot10^{-5}$	$7.812\cdot10^{-12}$
c_5	O^2	1.082	$6.125\cdot10^{7}$	-1.437
c_6	Oq_f	$2.067\cdot10^{-4}$	839.477	$-1.022\cdot10^{-4}$
c_7	q_f^2	$-2.284\cdot10^{-8}$	-0.125	$-1.407\cdot10^{-8}$
c_8	O	-0.21	$-7.692\cdot10^{6}$	0.193
c_9	q_f	$1.989\cdot10^{-5}$	410.539	$-5.785\cdot10^{-6}$
c_{10}	-	0.027	$2.604\cdot10^{5}$	0.165

A questo punto sono state compiutamente definite le seguenti espressioni polinomiali interpolanti per i parametri riduttivi della capacità portante:

$$e_{mk} = e_{mk}(O, q_f)$$
$$a = a(O, q_f)$$
$$N_\theta = N_\theta(O, q_f)$$

6.4.1.3 Formulazione dello stato limite

In base a quanto riportato nei paragrafi precedenti, l'equazione dello stato limite corrispondente può essere scritta come:

$$g(G, Q, O, q_f, f_{\theta_a}) = \phi_m(O, q_f) f_{\theta_a} a(O, q_f) - N_\theta(O, q_f) - G - Q =$$

$$= \left[1 - 2\frac{e_{mk}(O, q_f)}{L}\right] \exp\left[-\frac{\left(\dfrac{\lambda(f_{\vartheta a}) - 0.063}{0.73 - 1.17\dfrac{e_{mk}(O, q_f)}{L}}\right)^2}{2}\right] f_{\theta_a} a(O, q_f) - N_\theta(O, q_f) - G - Q \; .$$

Le derivate parziali dell'equazione dello stato limite sono riportate di seguito.

$$\frac{\partial g}{\partial G} = -1$$

$$\frac{\partial g}{\partial Q} = -1$$

$$\frac{\partial g}{\partial O} = \frac{\partial g}{\partial e_{mk}} \cdot \frac{\partial e_{mk}}{\partial O} + \frac{\partial g}{\partial a} \cdot \frac{\partial a}{\partial O} + \frac{\partial g}{\partial N_\theta} \cdot \frac{\partial N_\theta}{\partial O}$$

$$\frac{\partial g}{\partial q_f} = \frac{\partial g}{\partial e_{mk}} \cdot \frac{\partial e_{mk}}{\partial q_f} + \frac{\partial g}{\partial a} \cdot \frac{\partial a}{\partial q_f} + \frac{\partial g}{\partial N_\theta} \cdot \frac{\partial N_\theta}{\partial q_f}$$

$$\frac{\partial g}{\partial f_{\theta_a}} = \frac{a h f_{\theta a} e^{-\frac{\left(\frac{\lambda - 0.063}{0.73 - 11.7\frac{e_{mk}(O, q_f)}{L}}\right)^2}{2}} (\lambda - 0.063)\left(\dfrac{2e_{mk}}{L} - 1\right)}{2EL\sqrt{\dfrac{f_{\theta a}}{E}}\left(0.73 - \dfrac{1.17 e_{mk}}{L}\right)^2} - a e^{-\frac{\left(\frac{\lambda - 0.063}{0.73 - 11.7\frac{e_{mk}(O, q_f)}{L}}\right)^2}{2}} \left(\frac{2e_{mk}}{L} - 1\right).$$

Nel determinare l'espressione delle derivate parziali rispetto ad O e q_f si è fatto utilizzo del teorema della derivata totale. Ciò presuppone la valutazione delle derivate seguenti:

$$\frac{\partial g}{\partial e_{mk}} = -\frac{1.17\left[1-2\frac{e_{mk}\left(O,q_f\right)}{L}\right] a f_{\theta_a} \exp\left[-\frac{\left(\frac{\lambda-0.063}{0.73-1.17\frac{e_{mk}\left(O,q_f\right)}{L}}\right)^2}{2}\right](\lambda-0.063)^2}{L\left(0.73-1.17\frac{e_{mk}\left(O,q_f\right)}{L}\right)^3} - \frac{2 a f_{\theta_a} \exp\left[-\frac{\left(\frac{\lambda-0.063}{0.73-1.17\frac{e_{mk}\left(O,q_f\right)}{L}}\right)^2}{2}\right]}{L}$$

$$\frac{\partial g}{\partial a} = \left[1-2\frac{e_{mk}\left(O,q_f\right)}{L}\right] f_{\theta_a} \cdot \exp\left[-\frac{\left(\frac{\lambda-0.063}{0.73-1.17\frac{e_{mk}\left(O,q_f\right)}{L}}\right)^2}{2}\right].$$

Mentre per quanto riguarda le derivate delle grandezze ricavate per interpolazione dei risultati ottenuti dalla campagna di simulazioni numeriche si ha, per la generica funzione:

$$\frac{\partial Z}{\partial O} = 3c_1O^2 + 2c_2Oq_f + c_3q_f^2 + 2c_5O + c_6q_f + c_8$$

$$\frac{\partial Z}{\partial q_f} = c_2O^2 + 2c_3Oq_f + 3c_4q_f^2 + c_6O + 2c_7q_f + c_9 .$$

6.4.2 Un esempio applicativo

Si voglia verificare a freddo e in caso d'incendio una parete portante della struttura di un edificio adibito a scuola di altezza pari a 3 m e spessore pari a 17 cm, realizzata in blocchi pieni di calcestruzzo leggero e caratteristiche meccaniche a freddo indicate nella tabella seguente.

Proprietà meccanica	Valore
Densità ρ	1600 kg/m^3
Tensione caratteristica f_k	16.738E+6 Pa = 167.38 daN/cm^2
Tensione di progetto[19] f_d	8.369E+6 Pa = 83.69 daN/cm^2

[19] Coefficiente γ_M = 2,0 tratto dalle norme tecniche per le costruzioni del 2008, muratura con elementi di resistenza di categoria I, malta a prestazione garantita (tabella 4.5.II).

La muratura sia inoltre soggetta ad un peso proprio degli elementi (strutturali e non) pari a G_k = 200 kN e ad un sovraccarico variabile (Categoria C_1 secondo la classificazione delle norme tecniche per le costruzioni e la EN 1990) Q_k = 250 kN.

Tale tipologia di occupazione è soggetta al D.M. 26 agosto 1992, che ne prescrive una resistenza al fuoco di R 60 per le strutture portanti (altezza antincendi fino a 24 m).

6.4.3 Verifica della resistenza al fuoco con metodo tabellare

In base alla Lettera circolare n. 1968 del 15 febbraio 2008: "Pareti di muratura portanti resistenti al fuoco", per soddisfare il requisito fissato dal decreto appena citato, è sufficiente uno spessore di 17 cm per la tipologia di blocco considerato.

6.4.4 Verifica con il metodo dei coefficienti parziali di sicurezza

In questo paragrafo viene seguita la procedura illustrata nel capitolo 4.5 e prevista nella EN 1996-1-2.

Prendiamo in considerazione il seguente valore dell'eccentricità iniziale e_i:

$$e_i = \frac{h}{450} = \frac{3}{450} = 0.0067\ m\,.$$

Si consideri inoltre un'eccentricità dei carichi pari a $e_l = L/20$, per cui si può calcolare:

$e_m = e_l + e_i$ = 0.0085 + 0.0067 = 0.0152 m.

Per quanto riguarda l'eccentricità dovuta al *creep*, invece, assumendo un coefficiente $\phi_\infty = 2$ (Cfr. capitolo 5.4.2.3) si ottiene:

e_k = 0.00358 m.

A questo punto si ha per e_{mk} = 0.0152 + 0.00358 = 0.01878 m.

Proseguendo in conformità alla procedura descritta nel capitolo 5.4, ed ipotizzando ρ_2 = 1 si possono calcolare:

$$\lambda = \frac{h}{L}\sqrt{\frac{f_k}{E}} = 0.667,$$

$$A_1 = 1 - 2\frac{e_{mk}}{L} = 0.779 \text{ e}$$

$$u = \frac{\lambda - 0.063}{0.73 - 1.17\frac{e_{mk}}{L}} = 1.005$$

Pertanto si possono ora valutare:

$\phi = A_1 e^{-\frac{u^2}{2}}$ = 0.47 e

$N_{Rd} = \phi L f_d = 0.47 \cdot 0.17 \cdot 8.369 \cdot 10^6 = 6.69 \cdot 10^5 N$ = 669 kN

Si calcoli ora il valore di progetto dei carichi agenti secondo la formula[20]:

$E_d = \gamma_G G_k + \gamma_Q Q_k$ = 1.35*200 + 1.5*250 = 337 + 75= 645 kN < 669 kN = N_{Rd}.

La verifica a freddo risulta pertanto soddisfatta.

Per quanto riguarda la verifica a caldo della struttura, si determini per prima cosa il carico agente corrispondente alla combinazione di carico eccezionale, che fornisce:

$E_{d,fi} = G_k + \psi Q_k$ = 200 + 0.5*250 = 325 kN,

ove è stato assunto ψ = 0.5, in conformità all'Eurocodice 0 (le NTC prevedono il valore 0,6).

In seguito è necessario calcolare la resistenza di progetto in caso d'incendio $R_{d,fi}$. Ciò può essere eseguito tramite il foglio di calcolo matchad descritto nei paragrafi precedenti a patto di definire la curva tempo-temperatura atta a descrivere, per il compartimento in esame, l'incendio per il quale si intende effettuare la progettazione.

Procedendo in conformità a quanto stabilito nei DM 9 marzo 2007 e 9 maggio 2007, e come spiegato nel capitolo 4.5.6 si procede dapprima al calcolo del carico d'incendio specifico di progetto secondo la formula:

$$q_{f,d} = q_k \cdot \delta q_1 \cdot \delta q_2 \cdot \delta q_n,$$

ove q_k si assume pari a 347 MJ/m^2 in conformità all'appendice E della EN 1990 e della L.C. 28 marzo 2008, δ_{q1} = 1,20 (A = 800 m^2), δ_{q2} = 1,00 (medio rischio d'incendio) e δ_n = $\delta_{n8} \cdot \delta_n$ = 0,9 · 0,9 = 0,81 (presenza di percorsi protetti di accesso e accessibilità ai mezzi di soccorso VVF)[21].

---

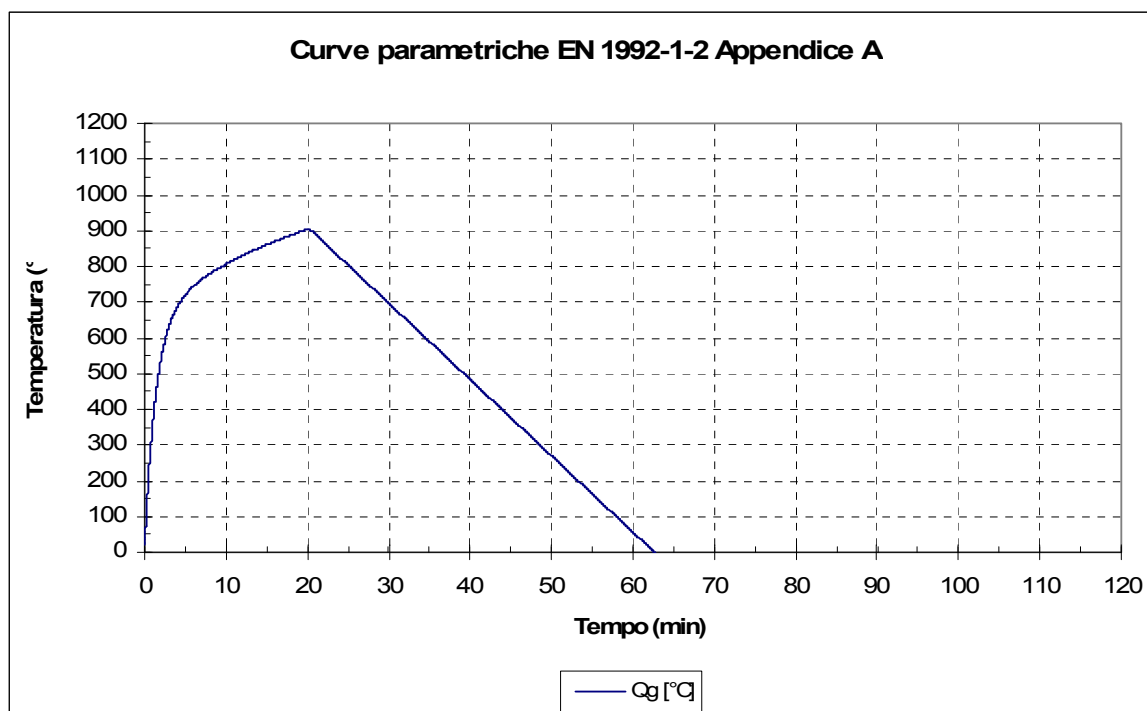
[20] Si noti che il valore utilizzato per il coefficiente di combinazione dei carichi è stato tratto dalla EN 1990. Le norme tecniche per le costruzioni prescrivono invece il valore 0,6.

[21] Secondo il DM 26 agosto 1992 è necessaria la presenza di sistemi automatici di rivelazione, segnalazione e allarme antincendio, rete idrica antincendi, percorsi protetti diaccesso e accessibilità ai mezzi di soccorso VVF. Nel caso in esame la presenza di alcuni sistemi è stata trascurata (realizzazione precedente all'entrata in vigore del decreto, deroga…)

Pertanto si ha $q_{f,d}$ = 347 · 1,20 · 1,00 · 0,81 = 337 MJ/m^2.

Scegliendo di caratterizzare la curva di incendio di progetto tramite il modello “curva parametrica” descritto in EN 1991-1-2 è necessario fissare i seguenti parametri:

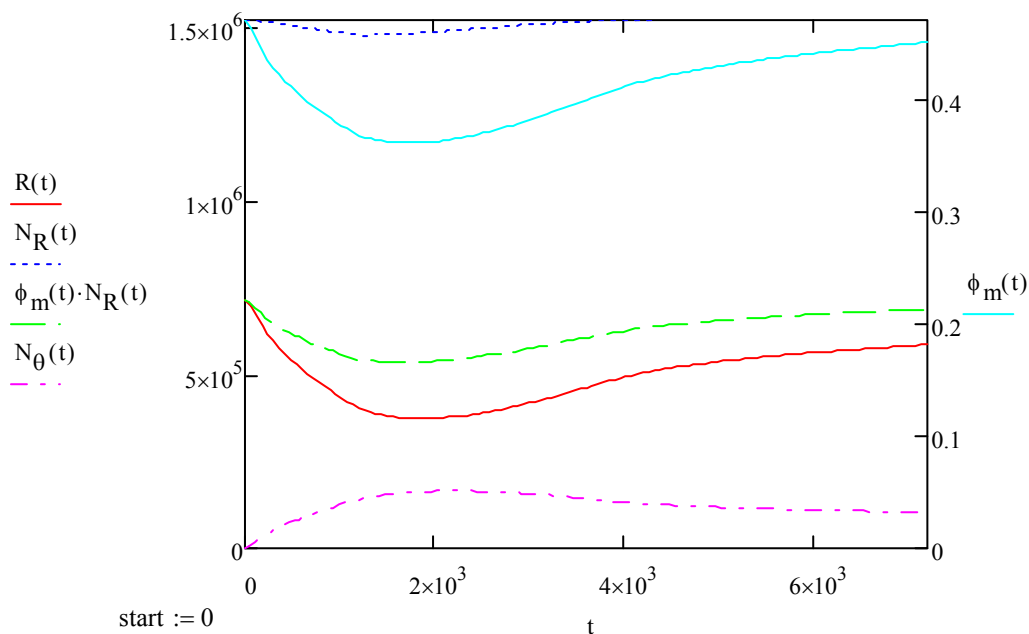
- Coefficiente di ventilazione O = 0.05 m$^{1/2}$,
- Coefficiente di inerzia termica delle pareti b = 955 J/m^{2}s$^{1/2}$K,
- Rapporto A_f / A_t = 0.25
- Carico d’incendio specifico di progetto $q_{f,d}$ = 337 MJ/m^2

La corrispondente curva parametrica è rappresentata nella figura seguente:

Utilizzando in foglio di calcolo Mathcad descritto in precedenza e finalizzato all’applicazione del metodo semplificato di calcolo per la resistenza al fuoco di pareti di muratura portante in caso di curve parametriche, si ottiene un valore minimo della resistenza residua di progetto della parete, diminuito del contributo delle azioni indirette dovute all’iperstaticità dei vincoli considerati, pari al 52,2 % del valore a freddo, per cui si ha:

$R_{d,fi}$ = 524 kN (incluso l’effetto delle azioni indirette).

Si può pertanto concludere che la verifica è positiva osservando che:

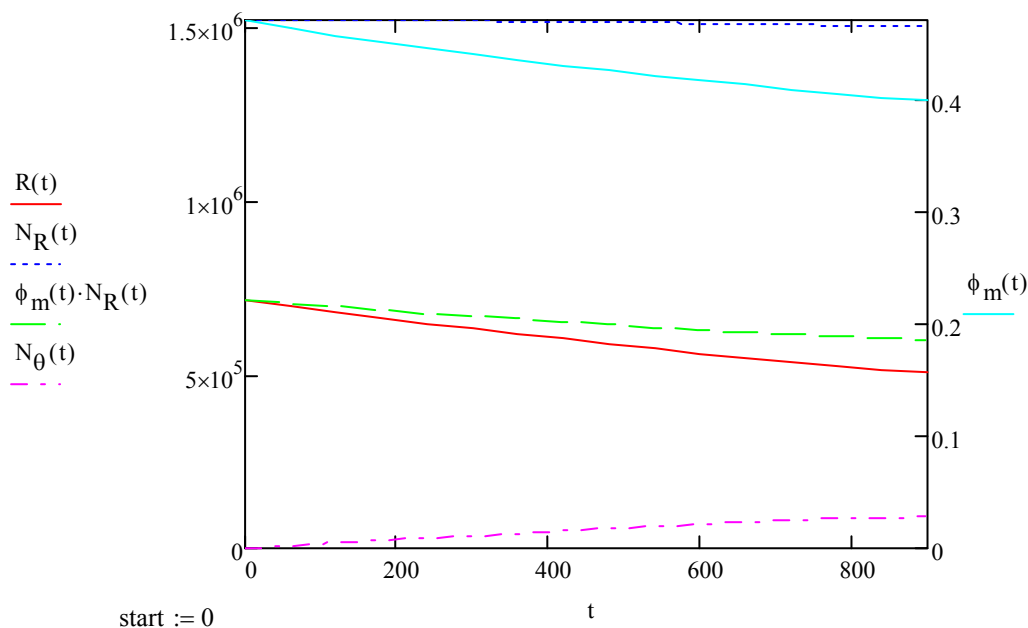
$$325 \text{ kN} = E_{d,fi} < R_{d,fi} = 349 \text{ kN}.$$

La figura sottostante mostra l’andamento della resistenza per unità di lunghezza della struttura in funzione del tempo durante la simulazione effettuata.

In base a quanto previsto dai citati decreti ministeriali, per portare a termine la verifica secondo un approccio di tipo ingegneristico, è necessario inoltre verificare la capacità portante della struttura sotto l'azione della curva d'incendio nominale standard per un tempo pari a quello indicato nella Tabella 5 dell'Allegato al DM 9 marzo 2007.

La classe corrispondente ad un carico d'incendio specifico di progetto non superiore a 450 MJ/m^2 risulta pari a 15.

Si procede pertanto con la verifica nei confronti dell'azioni corrispondente alla curva ISO 834 utilizzando come al solito il foglio mathcad.

Il grafico sotto riportato mostra l'andamento della resistenza a compressione per unità di lunghezza del muro in funzione del tempo. Come si può osservare, durante la simulazione (900 s, corrispondenti ai 15 minuti richiesti) la minima resistenza della parete di muratura in esame è di circa 472 kN, per cui la verifica risulta soddisfatta.

$$325\ \text{kN} = E_{d,fi} < R_{d,fi} = 472\ \text{kN}.$$

La verifica di resistenza al fuoco sotto l'azione della curva di incendio ISO 834 potrebbe essere effettuanta anche facendo ricorso alle mappature termiche riportate nell'appendice C alla EN 1996-1-2 (figura c.3(b)[22]). Tuttavia, tali mappature sono disponibili soltanto a partire da T = 30 minuti. Si effettua pertanto tale verifica a vantaggio di sicurezza per una classe 30, invece che per la 15 richiesta dalla normativa applicabile.

Dall'analisi delle mappature termiche riportate nella figura seguente, si evince come lo spessore al di sopra della temperatura θ_2 = 500 °C, ritenuto inefficace dal punto di vista strutturale, risulti pari a circa 6 mm. Lo spessore compreso tra θ_1 e θ_2, per cui la resistenza a compressione del materiale, come ampiamente discusso nel capitolo dedicato deve essere moltiplicata per il coefficiente riduttivo *c* risulta pari a circa 53 mm, mentre per differenza si ricava che la restante parte della muratura, la cui resistenza può essere considerata pari a quella a temperatura ambiente, è pari a circa 11 cm.

In via preliminare si può effettuare la verifica, a vantaggio di sicurezza, tenendo conto soltanto del contributo dello spessore al di sotto della temperatura θ_1. È necessario inoltre aumentare l'eccentricità del contributo dovuto alla distribuzione termica nella sezione della parete tramite la formula:

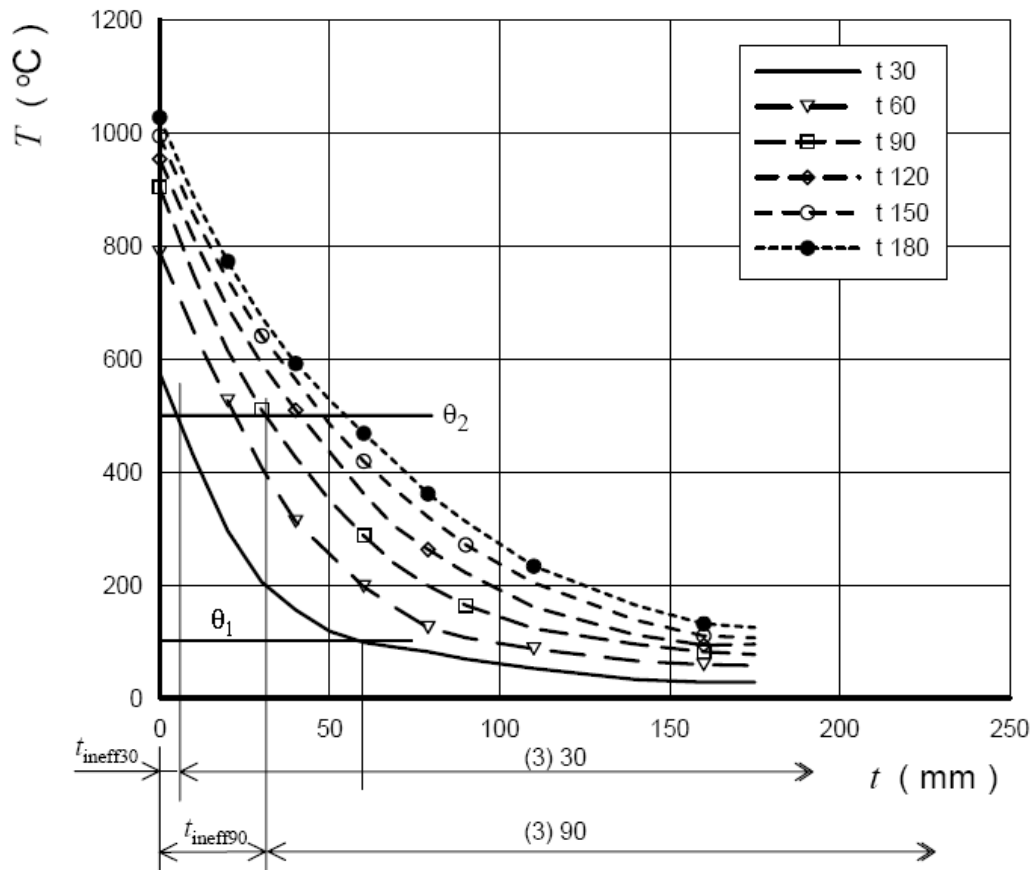
---

[22] A rigore, la figura in parola è relativo al calcestruzzo ordinario mentre nell'esempio si è considerato quello alleggerito. Tuttavia, la densità del materiale considerato è di 1600 kg/m^3 e ricade nel range della figura citata.

$e_{mk} = e_m + e_k + e_{\Delta\theta} = 0.015 + 0.004 + 0.04 = 0.059 \text{ m} \geq 0.0085 \text{ m} = 0{,}05t$

$$\text{ove } e_{\Delta\theta} = \frac{1}{8} h_{ef}^2 \frac{\alpha_t(\theta_2 - 20)}{t_{Fr}} = \frac{1}{8} 3^2 \frac{6 \cdot 10^{-6}(500 - 20)}{0.164} = 0.038m \leq 0.15m = h_{ef}/20 \quad (22)$$

Per cui si ricavano $u = 1.286$, $A_1 = 0.555$ e $\Phi_m = 0.194$

$$N_{Rd} = \phi f_{d\theta 1} A_{\theta 1} = 0.194 \cdot 16.7 \cdot 10^6 \cdot 0.11 = 3.56 \cdot 10^5 N.$$

Come si può osservare la verifica risulta soddisfatta in quanto:

$$325 \text{ kN} = E_{d,fi} < R_{d,fi} = 356 \text{ kN}$$

6.4.5 Verifica tramite il metodo *full probabilistic*

Si consideri dapprima la verifica di resistenza a temperatura ordinaria. Come già illustrato nel capitolo 4, l'indice di affidabilità obiettivo raccomandato per una struttura di classe RC2 per un periodo di riferimento pari a 50 anni è uguale a 3,8 (corrispondente ad una probabilità di collasso nel corso della vita utile di $p_{ft,50}$ = 7,23E-5). Tale indice deve valere ovviamente anche tenendo conto della possibilità che si verifichi un incendio pienamente sviluppato nell'attività considerata. Pertanto, il valore di affidabilità obiettivo in caso di incendio riferito ad una vita utile di 50 anni $p_{ffit,50}$ può essere espresso come:

$$p_{ffit,50} = \frac{p_{fi,50}}{p_{ffi}},$$

ove p_{ffi} è la probabilità di collasso in caso di incendio pienamente sviluppato.

La verifica di affidabilità dipende pertanto dalla probabilità che si verifichi un incendio generalizzato nel compartimento in esame nel corso della vita utile prevista per la struttura.

Per l'esempio in parola si adotta per l'indice di affidabilità in caso di incendio un valore pari a 2,4, comesuggerito nell'Handbook 5 al capitolo 2.2.2, tabella 1 per compartimenti sino a 1000 m^2.

A ulteriore riprova di quanto appena affermato, è stata effettuata una simulazione tramite il foglio di calcolo in parola a temperatura ordinaria. Il foglio è stato modificato impostando un valore caratteristico del carico d'incendio specifico pari a 1 MJ/m^2 in modo da eliminare l'azione incendio ed i suoi effetti sui carichi. Sono state utilizzate inoltre le relazioni per il carico variabile valide per una tempo pari alla vita utile tratte dall'articolo "Eurocodes: using reliability to combine action effects", di Gulvanessian e Holicky, in particolare:

$$\begin{aligned} \mu_Q &= 0.6 Q_k \\ \sigma_Q &= 0.35 \mu_Q \end{aligned}.$$

Lo scopo di questa simulazione è quello di trovare il valore del carico variabile per cui l'affidabilità strutturale risulta pari al valore obiettivo di 3,8. Procedendo per iterazioni successive si arriva a determinare che per Q_k = 580000 *N/m* si ha β = 3.788. In altre parole, seguendo l'approccio *full probabilistic* è possibile verificare che la muratura considerata può essere soggetta ad un carico variabile superiore al doppio di quello ammissibile seguendo l'approccio semi-probabilistico ai coefficienti parziali di sicurezza. Estendendo ulterioremente la presente analisi è possibile calcolare il valore del coefficiente β in caso di incendio in corrispondenza del nuovo carico variabile appena calcolato. Il risultato di tale simulazione è β = 3.2 cui corrisponde una probabilità di $6.871 \cdot 10^{-4}$.

Pertanto la massima probabilità ammissibile per il verificarsi di un incendio pienamente sviluppato risulta di $7.23 \cdot 10^{-5} / 6.871 \cdot 10^{-4} = 0.105$.

In conformità al già citato Handbook 5, si può stimare la probabilità di sviluppo di un incendio nel compartimento considerato nel corso della vita utile di progetto tramite la formula:

$$p_{fi,55} = (p_{fi,55}^{IGNITION}) \cdot (p_f^{OC} \cdot p_f^{PS}),$$

dove, in base ai valori forniti in handbook 5:

- $p_{fi,55}^{IGNITION}$ è la probabilità di innesco che, per un compartimento di di 100 m^2 di un edificio pubblico vale (10·10^{-6} /m^2·anno)(100 m^2)(55 anni) = 0.055,
- p_f^{OC} è la probabilità dell'evento "fallimento degli occupanti nell'arrestare il principio d'incendio" assunta pari a 0,4 e
- p_f^{PS} è la probabilità dell'evento "fallimento delle squadre di soccorso nell'estinguere l'incendio" assunta pari a 0,05

Pertanto si può calcolare $p_{fi,55}$ = 0.055*0.4*0.05 = 0.011.

La massima probabilità di collasso ammissibile in caso di incendio risulta pertanto:

$$p_{ffit50} = \frac{p_{ft50}}{p_{fi50}} = \frac{7.23 \cdot 10^{-5}}{0.011} = 6.577 \cdot 10^{-3} .$$

È necessario a questo punto definire le caratteristiche delle variabili aleatorie utilizzate nel presente esempio che sono riassunte nella tabella seguente.

No.	Categoria della variabile	Nome della variabile base	Simbolo X	Distribuzione	Frattile	Valore caratteristico	Media μ_X	Deviazione standard σ_X
1	Azione	Peso proprio elementi strutturali	G	N	50%	200 kN	G_k	0,1 μ_X
2		Sovraccarico variabile	Q	GU	95%	250 kN	0,2Q_k	1,1 μ_X
3	Incendio	Carico d'incendio specifico	q_f	GU	80%	347 MJ/m^2	0.822$q_{f,k}$	0,3 μ_X
4		Coefficiente di ventilazione	O	N	50%	0.05 m$^{1/2}$	O_k	0.01 μ_X
5	Resistenza del materiale	Carico di rottura	f	LN	95%	17·10^6 Pa	f_k + 1,65 σ_R	0.08 μ_X

Nota 1: N = distribuzione normale, LN = distribuzione log-normale, GU = distribuzione Gumbell

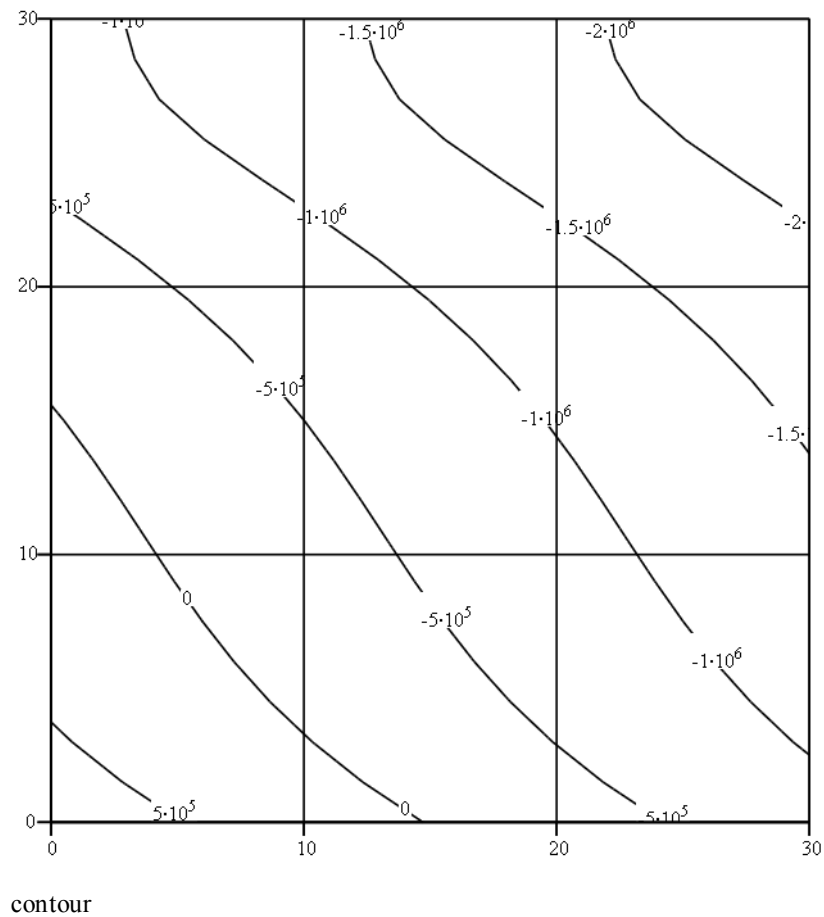
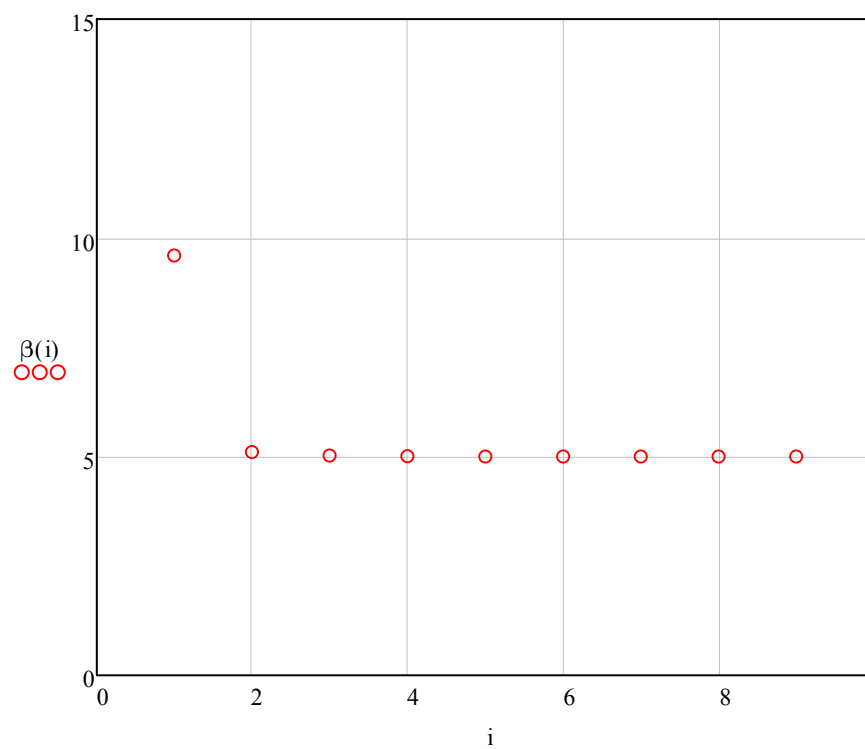
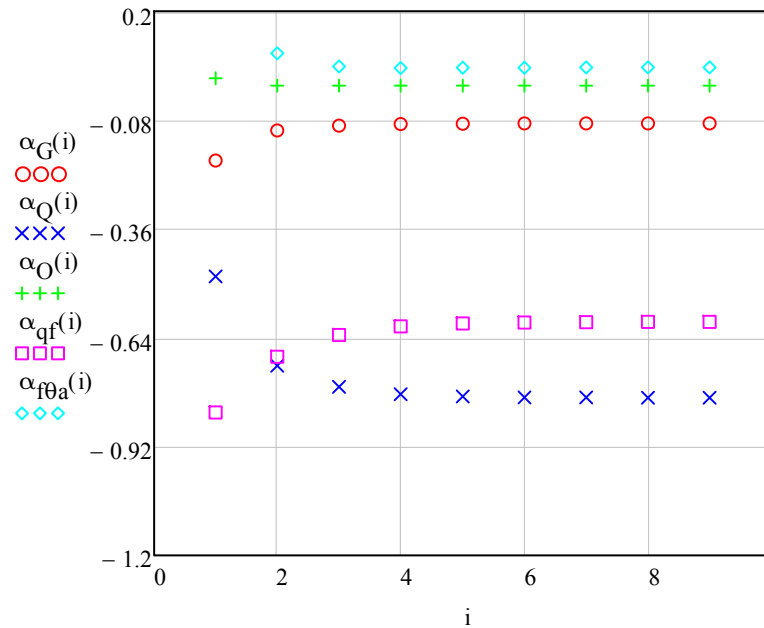
Nota 2: il coefficiente di ventilazione, a rigore, non è una variabile aleatoria, in quanto per una data costruzione è possibile determinarlo univocamente. La ragione per cui nell'effettuare le simulazioni numeriche è stato fatto variare anche O è quella di ottenere le superfici interpolanti per una classe più ampia di problemi. Nel caso in esame è stata scelta per O una deviazione standard molto bassa in modo da assimilare tale grandezza ad una variabile deterministica.

Il carico d'incendio specifico viene tratto dalla tabella E.4 della EN 1991-1-2, ove per un'aula scolastica viene assunto un valore medio di 285 MJ/m^2.

Si consideri pertanto la procedura già descritta nel capitolo 4 finalizzata alla determinazione dell'indice di affidabilità β relativo al caso in esame. Essa è stata implementata attraverso un foglio Matchad, riportato in allegato. Si osservi come, per le variabili LN e GU, sia stata effettuata la normalizzazione della coda della distribuzione, come già discusso nel capitolo menzionato.

La tabella seguente mostra i valori dei principali parametri della simulazione alla decima iterazione.

Iterazione	**Variabile**	**Punto di failure**	$\left(\frac{\partial g}{\partial X_i^{'}}\right)_*$	$\alpha_{X_i}^*$	***β***
10	Gd	$2.088\cdot10^5$	$-2\cdot10^4$	-0.088	5.007
	Qd	$4.651\cdot10^5$	$-1.802\cdot10^5$	-0.794	
	Od	0.05	$2.064\cdot10^3$	$9.095\cdot10^{-3}$	
	qf,d	687.304	$-1.359\cdot10^5$	-0.599	
	fθa,d	$1.883\cdot10^7$	$1.263\cdot10^4$	0.056	

La figura seguente mostra una mappa delle isoplete relative alla funzione obiettivo al variare di due parametri adimensionalizzati (*Q e* q_f) e tenendo fissi i tre rimanenti ai valori assunti in corrispondenza del punto di progetto.

I grafici seguenti mostrano l'andamento dell'indice di affidabilità β e dei coseni direttori α_i in funzione delle iterazioni.

Come si può osservare, la convergenza si raggiunge dopo circa 5 iterazioni.

Dall'analisi dei coefficienti di sensibilità si possono riconoscere le variabili aleatorie aventi un maggiore impatto sull'affidabilità della struttura. In particolare, come facilmente intuibile, coefficienti di sensibilità α positivi corrispondono a quelle variabili il cui incremento comporta un incremento della funzione obiettivo e quindi dell'affidabilità della struttura mentre α negativi corrispondono a variabili il cui incremento compromette l'affidabilità. Nel presente esempio la resistenza a compressione del materiale ed il coefficiente di ventilazione giocano a favore di sicurezza mentre i carichi permanenti, quelli variabili ed il carico d'incendio sono a sfavore. Dall'analisi dei coefficienti si deduce inoltre come la struttura sia più sensibile al carico variabile Q piuttosto che al carico d'incendio q_f in quanto il coefficiente di sensibilità del primo è in valore assoluto maggiore di quello del secondo. Ciò dimostrazione di come la tipologia strutturale muratura abbia intrinsecamente una buona risposta all'azione incendio.

Il valore dell'indice di affidabilità risultante da queste simulazioni è pari a 5.007, cui corrisponde una probabilità di collasso in caso di incendio pari a:

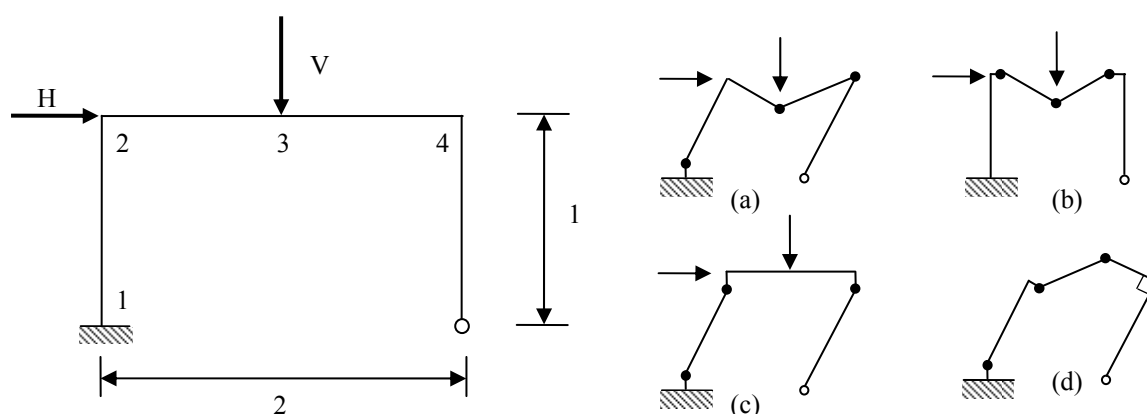
$$p_{ffi} = \Phi(-\beta) = 2.763 \cdot 10^{-7}.$$

Si noti come, anche in caso di incendio, sia assicurata un'affidabilità addirittura superiore a quella richiesta nell'arco della vita utile della costruzione. Ciò può essere giustificato tenendo conto del fatto che nella verifica a freddo è stato considerato un coefficiente parziale di sicurezza per il materiale pari a 2,0. Tale coefficiente, tiene conto anche delle incertezze sulla qualità del materiale e sulla corretta realizzazione dell'elemento strutturale.

Nel caso delle strutture di muratura, tali incertezze possono essere maggiori di quelle riscontrabili per altre tipologie costruttive, pertanto il corrispondente coefficiente di sicurezza può risultare penalizzante. Dalle prove effettuate in laboratorio su campioni cilindrici di materiale e descritte nel capitolo 5.3 della presente tesi è emerso d'altro canto come il coefficiente di variazione della resistenza a compressione sia piuttosto basso, in particolare pari a 0.08 a dimostrazione della ripetibilità della prestazione del materiale. Tale valore, utilizzato nel foglio di calcolo Mathcad fa sì da incrementare la resistenza della parete rispetto quella calcolata a freddo.

I fogli di calcolo Mathcad utilizzati e descritti in questo capitolo sono riportati in Appendice C.

6.5 Struttura di acciaio per uso industriale

Si consideri il portale i cui componenti abbiano un comportamento rigido-plastico rappresentato nella figura seguente.

Gli elementi siano in acciaio S 235 (valore caratteristico della resistenza a compressione pari a f_y) e profilo IPE 240 (classe 1 di duttilità) e si voglia determinare dapprima a freddo la probabilità di collasso per ciascuna modalità possibile.

Tale sezione ha un modulo di resistenza elastico massimo (W_{el-x}) pari a 324.3 cm^3 ed un modulo plastico (W_{pl-x}) pari a 366.65 cm^3 (fattore di forma pari a 1.13).

I corrispondenti momenti (elastico e plastico) esplicabili a freddo dalla sezione hanno le seguenti espressioni:

$M_{el} = W_{el} f_y$;

$M_{pl} = W_{pl} f_y$.

Le corrispondenti equazioni semplificate dello stato limite per i quattro meccanismi di collasso riportati.

Modo a) $g_1(M_1, M_3, M_4, H, V) = M_1 + 2M_3 + 2M_4 - H - V = 0$;

modo b) $g_2(M_2, M_3, M_4, V) = M_2 + 2M_3 + 2M_4 - V = 0$;

modo c) $g_3(M_1, M_2, M_4, H) = M_1 + M_2 + M_4 - H = 0$;

modo d) $g_4(M_1, M_2, M_3, H, V) = M_1 + 2M_2 + 2M_3 - H + V = 0$,

dove M_i $i = 1,\ldots,4$ è il momento plastico esplicabile dalla i esima sezione.

Il numero di meccanismi di collasso elementari può essere determinato tenendo conto degli aspetti teorici illustrati ad esempio nelle dispense di Vrouwenvelder, 2003. Il grado di indeterminazione (n) della struttura in esame risulta pari a 2 (numero di gradi di vincolo pari a 5, un incastro ed una cerniera, mentre i gradi di libertà della struttura, considerata come un'unica trave è pari a 3), le sezioni ove può formarsi una cerniera plastica sono quelle indicate con in numeri da 1 a 4 (estremità dei pilastri o della trave e punti di applicazione dei carichi concentrati); il numero (m) di tali sezioni è pari a 4. Si ha pertanto un numero di meccanismi elementari pari a $e = m - n = 4 - 2 = 2$, mentre il numero richiesto di cerniere è n+1 = 3. Si può ottenere un insieme di meccanismi di collasso a partire da un meccanismo arbitrario e successivamente sostituendo le cerniere plastiche con quelle formatasi in altre sezioni. Tale procedimento è esemplificato nella tabella seguente.

Sezione	*1*	*2*	...	...	n	n + *1*	...	...	*m*
Primo meccanismo	1	2	…	…	n	$n+1$			
Secondo meccanismo		2	3	…	…	$n+1$	$n+2$		
Terzo meccanismo			3	4	…	…	$n+2$	$n+3$	
Ecc.									

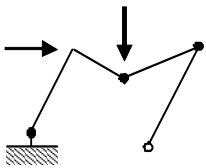
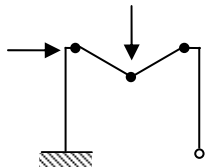
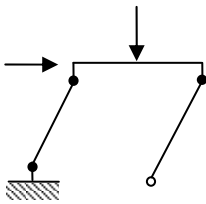
Si assumano i seguenti valori caratteristici per le azioni agenti sulla struttura.

$H_k = 80000$ N, $V_k = 100000$ N;

Si assuma inoltre che, in conformità con il citato articolo di Gulvanessian e Holicky, le funzioni densità di probabilità che descrivono tali azioni per un periodo di riferimento pari a 50 siano di tipo Gumbel, pertanto si ha:

$\mu_H = 0.6H_k \quad \sigma_H = 0.35\mu_H$

$\mu_V = 0.6V_k \quad \sigma_V = 0.35\mu_V$

Le caratteristiche geometriche della sezione (e quindi anche il modulo di resistenza plastico) si assumano note deterministicamente mentre, per la resistenza del materiale si assuma una distribuzione di tipo lognormale. La distribuzione del singolo momento plastico esplicabile dalla struttura seguirà pertanto questa ultima distribuzione. Assumendo un coefficiente di variazione w_r pari a 0.05 le relazioni che legano valore medio, deviazione standard e coefficiente di variazione sono:

$\sigma_{M_i} = w_r \mu_{M_i}$,

$\mu_{M_i} = M_{ik} e^{1.65 w_r} \qquad i = 1,\ldots 4.$

A partire da questi dati di input è stato sviluppato un foglio di calcolo mathcad che consente di calcolare seguendo il metodo FORM illustrato nel capitolo 4 l'indice di affidabilità per ciascuna funzione obiettivo ossia per ciascuna modalità di collasso.

Nell'analisi in parola sono stati considerati i tre modi di collasso indicati dalle lettere *a*), *b*) e *c*) nella figura precedente.

I valori degli indici di affidabilità ottenuti e la corrispondente probabilità di collasso sono riportati nella tabella seguente.

Meccanismo di collasso	**Schema**	**Indice di affidabilità**	**Probabilità di collasso**
a		4.56	$2.558 \cdot 10^{-6}$
b		4.224	$1.199 \cdot 10^{-5}$
c		4.045	$2.611 \cdot 10^{-5}$

Le figure seguenti mostrano, in funzione del numero di iterazione del metodo numerico effettuato per la risoluzione del problema, l'andamento dell'indice di affidabilità e dei coefficienti di sensibilità delle variabili aleatorie coinvolte.

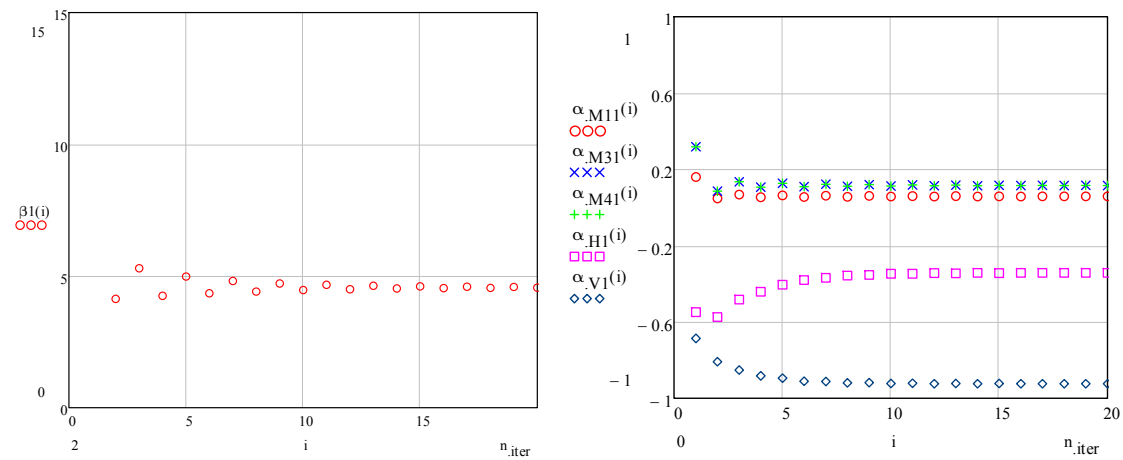



Figura 6-10: Indice di affidabilità e coefficienti di affidabilità del meccanismo di collasso a)

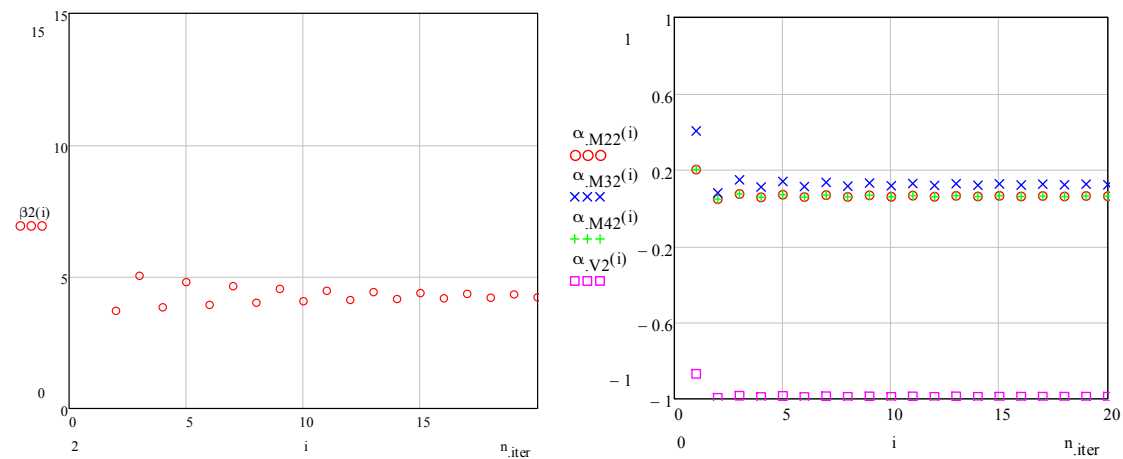



Figura 6-11: Indice di affidabilità e coefficienti di affidabilità del meccanismo di collasso b)

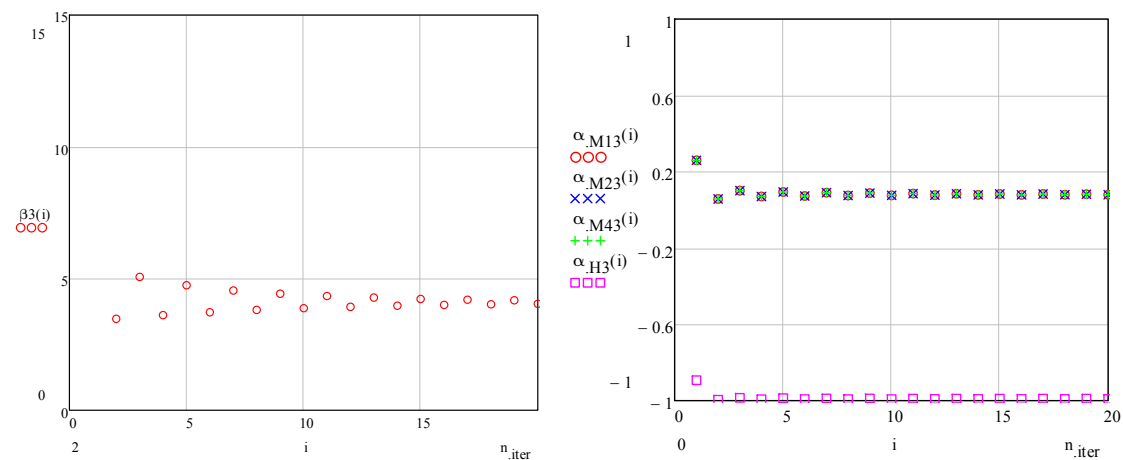



Figura 6-12: Indice di affidabilità e coefficienti di affidabilità del meccanismo di collasso c)

È possibile applicare i concetti illustrati al presente esempio, i cui risultati sono riportati nella tabella seguente.

Meccanismo di collasso	**Indice di affidabilità**	**Probabilità di collasso**
a	4.56	$2.558 \cdot 10^{-6}$
b	4.224	$1.199 \cdot 10^{-5}$
c	4.045	$2.611 \cdot 10^{-5}$

Pertanto si può calcolare:

$$2.611 \cdot 10^{-5} \leq p_f \leq 4.0658 \cdot 10^{-5}$$

È opportuno infine osservare come il contributo del meccanismo di collasso *a* sia di un ordine di grandezza inferiore a quello degli altri meccanismi.

A partire da questi risultati è possibile stimare l'affidabilità della struttura tramite il metodo FOSM, come illustrato nei paragrafi precedenti.

Si considerino i 3 meccanismi di collasso *a-c* analizzati, i valori medi e le deviazioni standard delle variabili coinvolte in corrispondenza del punto di progetto sono riportati nella tabella seguente.

Meccanismo	**Caratteristica**	M_1	M_2	M_3	M_4	H	**V**
a	μ	$9.357 \cdot 10^4$	-	$9.357 \cdot 10^4$	$9.357 \cdot 10^4$	$4.8 \cdot 10^4$	$6 \cdot 10^4$
	σ	$4.679 \cdot 10^3$	-	$4.679 \cdot 10^3$	$4.679 \cdot 10^3$	$1.68 \cdot 10^4$	$2.1 \cdot 10^4$
b	μ	-	$9.357 \cdot 10^4$	$9.357 \cdot 10^4$	$9.357 \cdot 10^4$	-	$6 \cdot 10^4$
	σ	-	$4.679 \cdot 10^3$	$4.679 \cdot 10^3$	$4.679 \cdot 10^3$	-	$2.1 \cdot 10^4$
c	μ	$9.357 \cdot 10^4$	$9.357 \cdot 10^4$	-	$9.357 \cdot 10^4$	$4.8 \cdot 10^4$	-
	σ	$4.679 \cdot 10^3$	$4.679 \cdot 10^3$	-	$4.679 \cdot 10^3$	$1.68 \cdot 10^4$	-

Le equazioni limite, nello spazio delle variabili normalizzate risultano quindi:

$$g_1 = \sigma_{M_1} m_1 + 2\sigma_{M_3} m_3 + 2\sigma_{M_4} m_4 - \sigma_H h - \sigma_V v + \mu_{M_1} + 2\mu_{M_3} + 2\mu_{M_4} - \mu_H - \mu_V = 0$$

$$g_2 = \sigma_{M_2} m_2 + 2\sigma_{M_3} m_3 + \sigma_{M_4} m_4 - \sigma_V v + \mu_{M_2} + 2\mu_{M_3} + \mu_{M_4} - \mu_V = 0$$

$$g_3 = \sigma_{M_1} m_1 + \sigma_{M_2} m_2 + \sigma_{M_4} m_4 - \sigma_H h + \mu_{M_1} + \mu_{M_2} + \mu_{M_4} - \mu_H = 0$$

Pertanto si può calcolare:

$\sigma_{g_1}^2 = \sigma_{M_1}^2 + (2\sigma_{M_3})^2 + (2\sigma_{M_4})^2 + \sigma_H^2 + \sigma_V^2 = 9.20 \cdot 10^8$

$\sigma_{g_2}^2 = 5.72 \cdot 10^8$

$\sigma_{g_3}^2 = 3.48 \cdot 10^8$

$\mathrm{cov}(g_1, g_2) = \sigma_{M_1} \cdot 0 + 0 \cdot \sigma_{M_2} + 4\sigma_{M_3}^2 + \sigma_H \cdot 0 + \sigma_V^2 = 5.29 \cdot 10^8$

$\mathrm{cov}(g_1, g_3) = 3.48 \cdot 10^8$

$\mathrm{cov}(g_2, g_3) = 3.04 \cdot 10^8$

I coefficienti di correlazione risultano pertanto:

$$\rho_{12} = \frac{5.29 \cdot 10^8}{(9.20 \cdot 10^8 \cdot 5.72 \cdot 10^8)^{1/2}} = 0.729$$

$$\rho_{13} = \frac{3.48}{(9.20 \cdot 3.48)^{1/2}} = 0.615$$

$$\rho_{23} = \frac{3.04}{(5.72 \cdot 3.48)^{1/2}} = 0.681$$

di conseguenza gli angoli formati tra le coppie di superfici limite risultano:

$\nu_{12} = \arccos \rho_{12} = 43°$

$\nu_{13} = 52°$

$\nu_{23} = 47°$

È ora possibile calcolare i termini $P(F_i \cap F_j)$ necessari per il calcolo dei limiti del secondo ordine tenendo conto che:

$$\max[\Phi(-b)\Phi(-h), \Phi(-a)\Phi(-k)] \leq \Phi_2(-h, -k, \rho) \leq \Phi(-b)\Phi(-h) + \Phi(-a)\Phi(-k).$$

$h = \beta_1 = 4.56$, $k = \beta_2 = 4.224$

$$a = \frac{\beta_1 - \rho_{12}\beta_2}{(1-\rho_{12}^2)^{1/2}} = \frac{4.56 - 0.729 \cdot 4.224}{(1 - 0.729^2)^{1/2}} = \frac{1.481}{0.684} = 2.17$$

$$b = \frac{\beta_2 - \rho_{12}\beta_1}{(1-\rho_{12}^2)^{1/2}} = \frac{4.224 - 0.729 \cdot 4.56}{(1 - 0.729^2)^{1/2}} = \frac{0.900}{0.684} = 1.32,$$

ne consegue che:

$$p_{12}^- = \max[\Phi(-b)\Phi(-h), \Phi(-a)\Phi(-k)] = \max[0.093 \cdot 2.558 \cdot 10^{-6}, 0.015 \cdot 1.05 \cdot 10^{-5}] =$$

$= \max\left[2.389 \cdot 10^{-7}, 1.575 \cdot 10^{-7}\right] = 2.389 \cdot 10^{-7}$

$p_{12}^{+} = 2.389 \cdot 10^{-7} + 1.575 \cdot 10^{-7} = 3.964 \cdot 10^{-7}$.

Procedendo in modo analogo per le altre coppie di equazioni limite si ha,

$h = \beta_1 = 4.56$, $k = \beta_3 = 4.045$

$$a = \frac{\beta_1 - \rho_{13}\beta_3}{\left(1 - \rho_{13}^2\right)^{1/2}} = \frac{4.56 - 0.615 \cdot 4.045}{\left(1 - 0.615^2\right)^{1/2}} = \frac{2.072}{0.789} = 2.63$$

$$b = \frac{\beta_3 - \rho_{13}\beta_1}{\left(1 - \rho_{13}^2\right)^{1/2}} = \frac{4.045 - 0.615 \cdot 4.56}{\left(1 - 0.615^2\right)^{1/2}} = \frac{1.24}{0.789} = 1.57$$

$p_{13}^{-} = \max\left[0.058 \cdot 2.558 \cdot 10^{-6}, 4.269 \cdot 10^{-3} \cdot 2.616 \cdot 10^{-5}\right] = 1.48 \cdot 10^{-7}$

$p_{13}^{+} = 2.6 \cdot 10^{-7}$

$h = \beta_2 = 4.224$, $k = \beta_3 = 4.045$

$$a = \frac{\beta_2 - \rho_{23}\beta_3}{\left(1 - \rho_{23}^2\right)^{1/2}} = \frac{4.224 - 0.681 \cdot 4.045}{\left(1 - 0.681^2\right)^{1/2}} = \frac{1.47}{0.732} = 2.01$$

$$b = \frac{\beta_3 - \rho_{23}\beta_2}{\left(1 - \rho_{23}^2\right)^{1/2}} = \frac{4.045 - 0.681 \cdot 4.224}{\left(1 - 0.681^2\right)^{1/2}} = \frac{1.17}{0.732} = 1.60$$

$p_{23}^{-} = \max\left[0.055 \cdot 1.2 \cdot 10^{-5}, 0.022 \cdot 2.616 \cdot 10^{-5}\right] = 6.576 \cdot 10^{-7}$

$p_{23}^{+} = 1.239 \cdot 10^{-6}$

È ora possibile ottenere una stima del limite inferiore dell'affidabilità del sistema considerato applicando la formula seguente:

$P(F) \geq P(F_1) + \max\{[P(F_2) - P(F_2 \cap F_1)], 0\} + \max\{[P(F_3) - P(F_3 \cap F_2) - P(F_3 \cap F_1)], 0\}$,

$p_f^{-} = 2.558 \cdot 10^{-6} + \left(1.199 \cdot 10^{-5} - 3.964 \cdot 10^{-7}\right) + \left(2.611 \cdot 10^{-5} - 1.239 \cdot 10^{-6} - 2.6 \cdot 10^{-7}\right) = 3.876 \cdot 10^{-5}$

Per quanto riguarda invece il limite superiore si applica la formula:

$P(F) \leq P(F_1) + P(F_2) + P(F_3) - P(F_1 \cap F_2) - \max[P(F_1 \cap F_3), P(F_2 \cap F_3)] =$

$= 2.558 \cdot 10^{-6} + 1.199 \cdot 10^{-5} + 2.611 \cdot 10^{-5} – 2.389 \cdot 10^{-7} – \max(1.48 \cdot 10^{-7}, 6.576 \cdot 10^{-7})$

$= 3.976 \cdot 10^{-5}$

Si noti quindi che, mentre con l'approccio del primo ordine i limiti ottenuti sono

$$2.611 \cdot 10^{-5} \leq p_f \leq 4.065 \cdot 10^{-5}$$

applicando l'approccio FOSM è possibile fornire una stima molto migliore della probabilità di collasso dell'intera struttura con l'espressione:

$$3.876 \cdot 10^{-5} \leq p_f \leq 3.976 \cdot 10^{-5}$$

Si osservi infine come il secondo intervallo ricada all'interno del primo dimostrando come i limiti ottenuti con l'approccio FOSM siano più stringenti a costo di un maggiore impegno computazionale.

Si voglia a questo punto effettuare uno studio analogo in caso di incendio. Si consideri il capannone industriale ad uso magazzino già descritto in nell'articolo "La resistenza al fuoco delle opere da costruzione. Metodi a confronto nel nuovo quadro normativo" di Caciolai et Al. in cui:

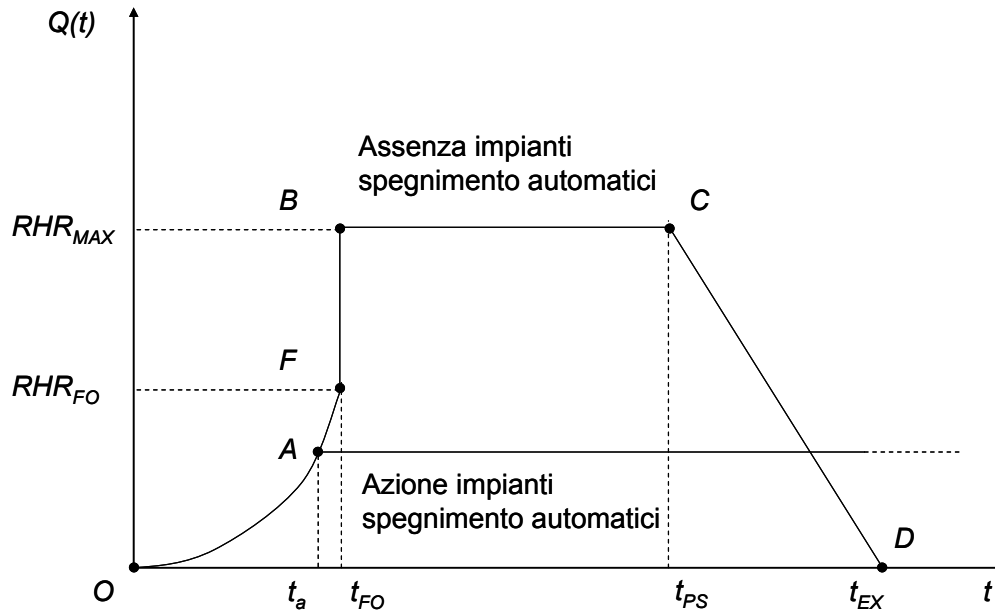
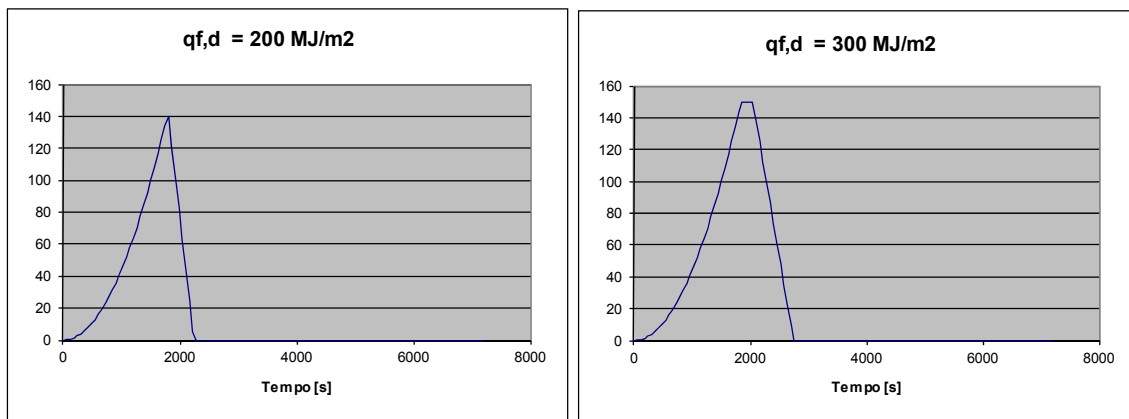
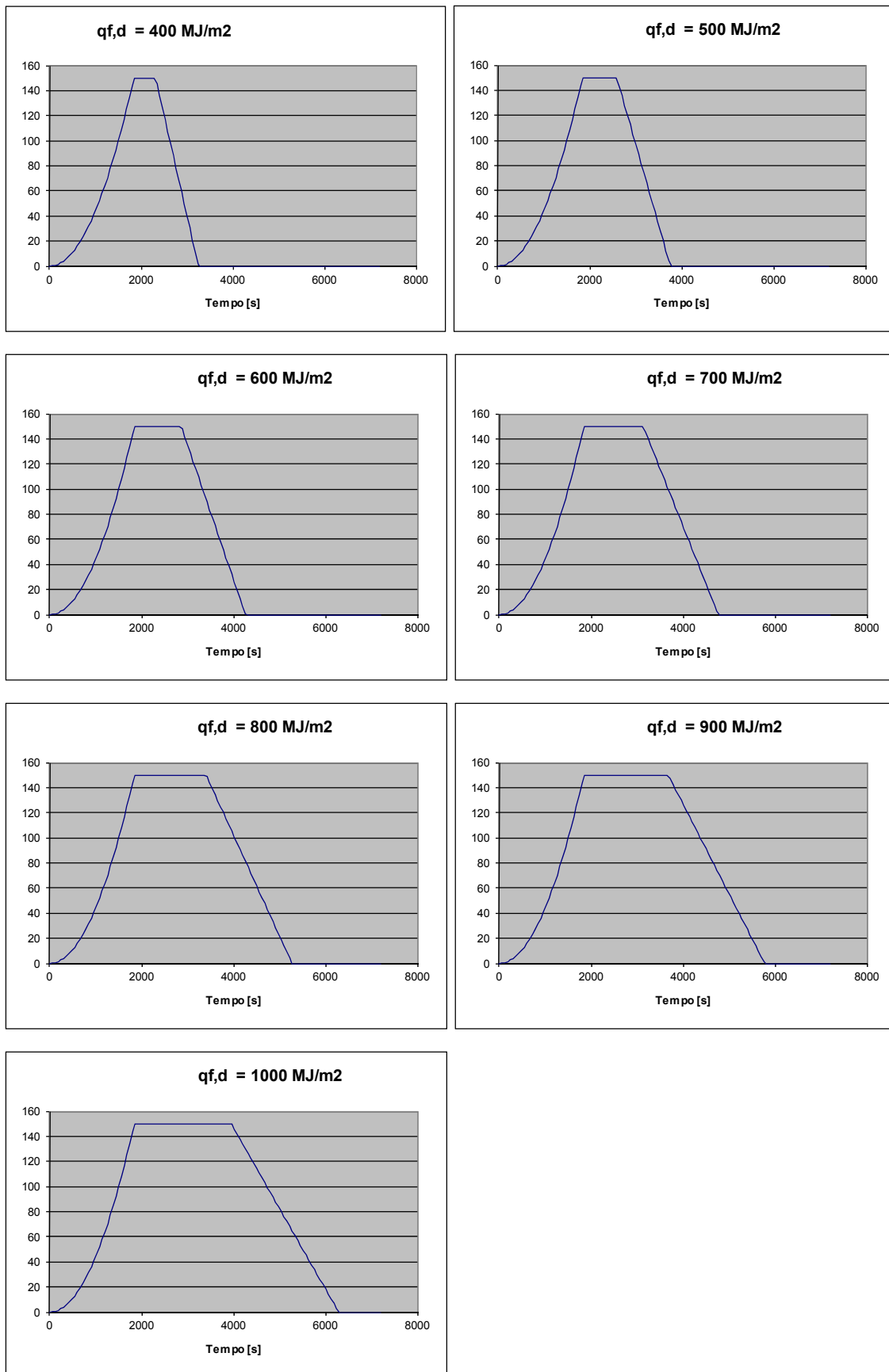
- l'area della superficie in pianta lorda A_f è pari a 584 m^2;
- si considerano i portoni di accesso chiusi. Le uniche aperture sono costituite dalle finestre aventi area $A_{finestre}$ = 32.7 m^2;
- l'altezza equivalente h_{eq} delle aperture è pari a 2.43 m;
- il materiale combustibile contenuto all'interno ha un potere calorifico superiore medio pari a 37 MJ/kg;
- lo sviluppo dell'incendio previsto è veloce, per cui t_α = 150 s.

La pericolosità dell'incendio di progetto è funzione del carico d'incendio specifico q_f che viene considerato come variabile aleatoria. Tuttavia, non vi è un legame analitico diretto che collega q_f alla diminuzione della capacità portante della struttura, intesa come decremento del momento di piena plasticizzazione esplicabile dalle membrature di cui essa è composta. Per ovviare a tale inconveniente si è fatto ricorso a delle simulazioni di incendio naturale effettuate tramite il software OZone, che, a partire da una data curva di rilascio del calore, dà in output la curva di riscaldamento di una membratura costituente il compartimento in esame. La curva di rilascio del calore, a sua volta, è funzione anche del carico d'incendio specifico; tale variabile è stata pertanto parametrizzata, in conformità a quanto già effettuato nel caso studio sulle murature portanti (capitolo 6.4) e, per ciascun valore assunto dal carico d'incendio specifico, è stata determinata la corrispondente curva di rilascio del calore.

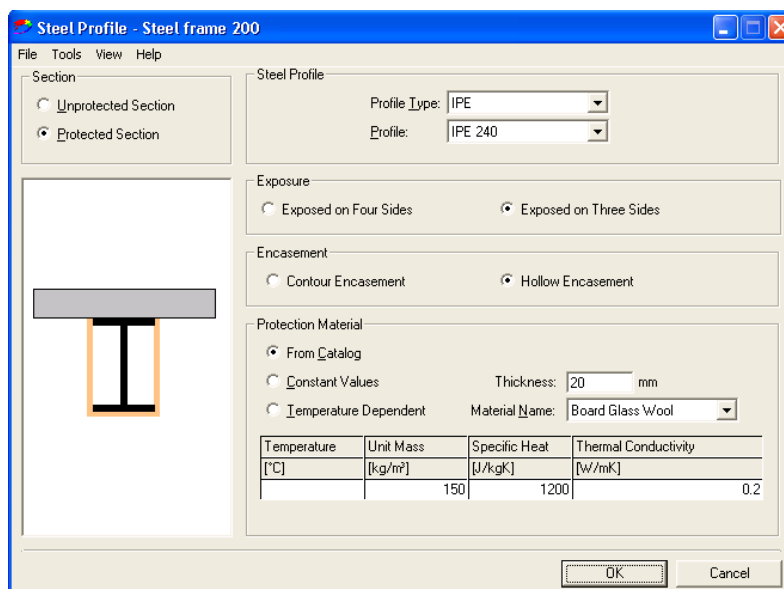
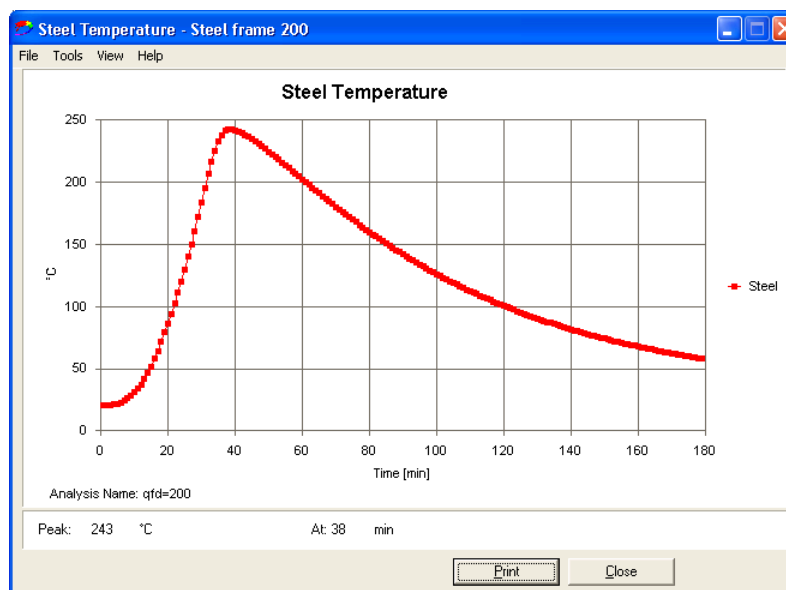
Per poter quindi definire tale curva di rilascio, è necessario per prima cosa calcolare il massimo valore possibile per l'HRR. A tal fine è stata utilizzata la formula (Equazione di Kawagoe), tratta dall'appendice E.4 dell'Eurocodice 1:

$$RHR_{\max} = 0{,}1 \cdot m \cdot H_u \cdot A_v \cdot h_{eq}^{0.5},$$

ove ai simboli è stato dato il solito significato.

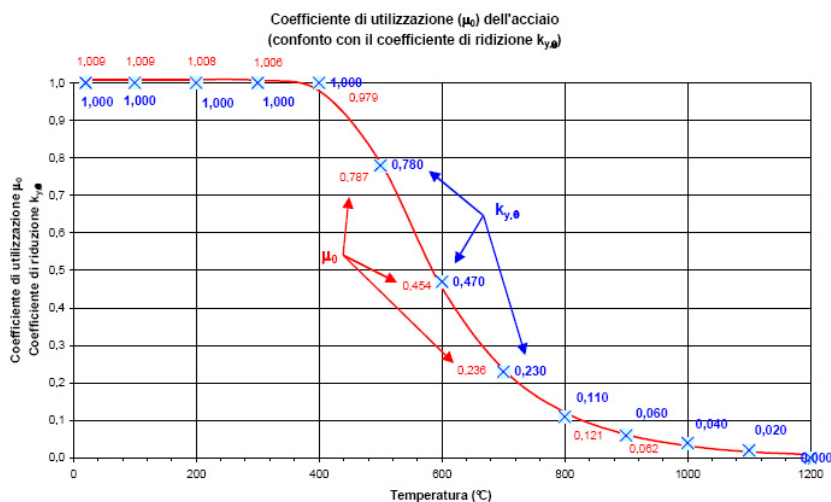
Effettuando il calcolo si ottiene $RHR_{\max}$ = 150 MW. A questo punto è possibile determinare tutti i punti della curva RHR sotto illustrata, così come già discusso nel capitolo 3.4.3.1.

Le curve ottenute sono mostrate di seguito. Sull'asse verticale è riportato il tasso di rilascio specifico in MW

Tali curve RHR sono state inserite come input del modello sviluppato in Ozone. Le caratteristiche delle superfici delimitanti il magazzino (pareti, pavimento e copertura) sono

equivalenti a quelle descritte nel citato articolo, fatto salvo per le aperture (i portoni di accesso sono stati considerati chiusi).

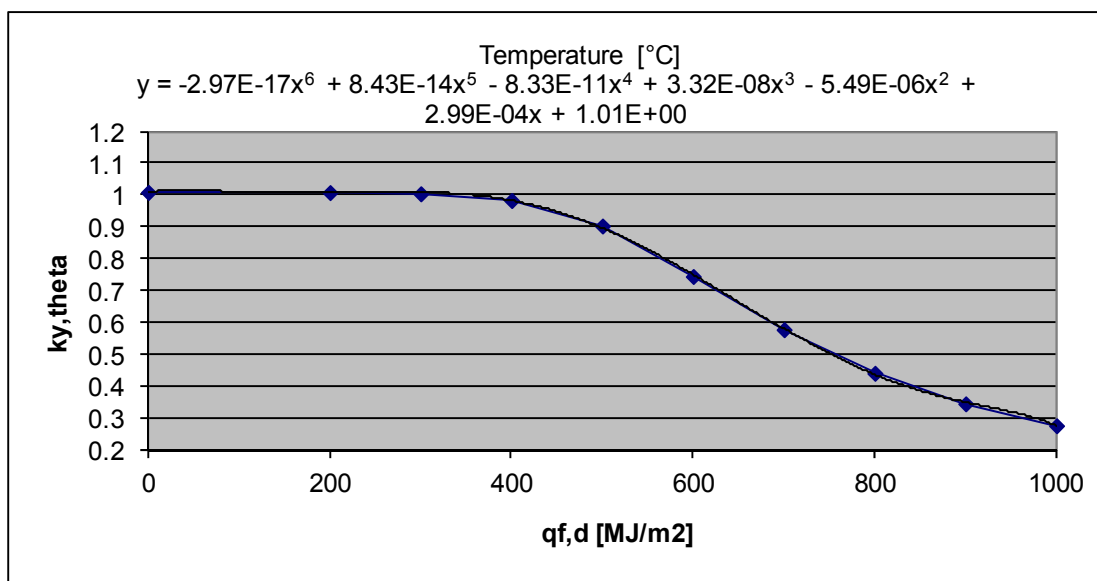
I profili utilizzati sono delle travi IPE 240 protette tramite lastre di lana minerale di spessore pari a 20 mm e caratteristiche termofisiche note, come illustrato nella figura seguente.

Per ciascuna simulazione, è disponibile in output la curva di riscaldamento della trave e la temperatura massima raggiunta dal profilo. La curva corrispondente a $q_{f,d}$ = 200 MJ/m^2 è rappresentata nella figura in basso. Come si può osservare, la massima temperatura raggiunta è pari a 243 °C. Seguendo questo procedimento per tutte le curve RHR determinate al variare del carico d'incendio specifico, è possibile, tramite interpolazione polinomale, determinare le relazioni analitiche che legano il valore assunto dal $q_{f,d}$ alla massima temperatura raggiunta nei profili. È utile sottolineare come, per questa serie di simulazioni, sia stata utilizzata una modellazione del compartimento a zone. In base a tale modellazione, nella fase successiva al *flashover*, a seguito dei forti moti convettivi, la distribuzione delle temperature all'interno del compartimento può essere approssimata in modo sufficientemente accurato tramite un solo valore. L'andamento delle temperature rappresentato risulta pertanto rappresentativo sia per i pilastri, sia per la trave appartenenti al sistema strutturale considerato. Si osserva inoltre come questo approccio risulti generalemente conservativo rispetto a quello che prevede l'applicazione di modelli d'incendio localizzati.

Per determinare il momento di piena plasticizzazione esplicabile dalle membrature considerate alle varie temperature è tuttavia necessario considerare un ulteriore passaggio: occorre mettere in correlazione la temperatura della sezione con le caratteristiche meccaniche tramite l'apposito coefficiente k_y introdotto nella EN 1993-1-2.

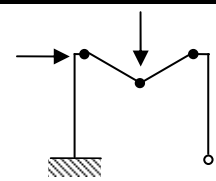
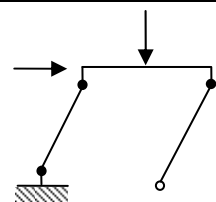
L'andamento di tale coefficiente è mostrato nella figura seguente, tratta da "La resistenza al fuoco delle costruzioni", di Ponticelli L. E Caciolai M., che mostra inoltre la sostanziale coincidenza di k_y con il coefficiente di utilizzazione μ_0, quest'ultimo espresso dalla formula:

$$\mu_0 = \sqrt[3,833]{\frac{1}{0,9764\left(e^{\frac{\theta_{a,cr}-482}{39,19}}+1\right)}}\,.$$

La tabella sotto riportata mette quindi in correlazione il valore assunto dal carico d'incendio specifico ed il coefficiente di riduzione delle caratteristiche di resistenza meccanica delle membrature alle alte temperature.

q_f [MJ/m²]	θ [°C]	$k_{y,theta}$ [–]
0	20	1.008682
200	243	1.008094
300	322	1.004293
400	393	0.983164
500	457	0.903004
600	513	0.744331
700	561	0.577013
800	605	0.439882
900	643	0.343901
1000	677	0.274917

Combinando quindi tali informazioni è possibile ricavare il coefficiente di riduzione delle caratteristiche meccaniche della sezione in funzione del carico d'incendio specifico. Tale relazione è mostrata nel grafico seguente il quale riporta inoltre la relazione analitica tra le grandezze considerate sotto forma di un polinomio di 6 grado. I coefficienti del polinomio, ricavati tramite regressione, sono quelli della tabella seguente.

Grado	q_f^6	q_f^5	q_f^4	q_f^3	q_f^2	q_f^1	q_f^0
Coefficiente	-2.97E-17	8.43E-14	-8.33E-11	3.32E-8	-5.49E-6	2.99E-4	1.01

Tale relazione è stata utilizzata nello sviluppo di un foglio di calcolo Matchad finalizzato alla determinazione degli indici di affidabilità delle modalità di collasso considerate. In particolare le funzioni prestazioni considerate sono le seguenti:

$$g_1(M_1, M_3, M_4, H, V, q_f) = (M_1 + 2M_3 + 2M_4)\cdot k_y(q_f) - H - V$$
$$g_2(M_2, M_3, M_4, V, q_f) = (M_2 + 2M_3 + M_4)\cdot k_y(q_f) - V$$
$$g_3(M_1, M_2, M_4, H, q_f) = (M_1 + M_2 + M_4)\cdot k_y(q_f) - H$$

I valori caratteristici del momento plastico utilizzato sono i medesimi dell'esempio di progettazione "a freddo" mentre per le azioni variabili sono state considerate le azioni corrisponenti ad un periodo di un anno invece che alla vita utile delle costruzioni. Ciò consiste nell'applicazione della regola di Turkstra sulla combinazione dei carichi (Cfr. capitolo 4.3). È stato assunto inoltre un valore caratteristico del carico d'incendio specifico pari a 500 MJ/m^2 ed una distribuzione di tipo Gumbel per tale variabile.

I valori degli indici di affidabilità ottenuti e la corrispondente probabilità di collasso sono riportati nella tabella seguente.

Meccanismo di collasso	Schema	Indice di affidabilità	Probabilità di collasso
a		2.607	4.569 10^{-3}

b		2.639	$4.153\ 10^{-3}$
c		2.652	$4.001\ 10^{-3}$

Le figure seguenti mostrano, in funzione del numero di iterazione del metodo numerico effettuato per la risoluzione del problema, l'andamento dell'indice di affidabilità e dei coefficienti di sensibilità delle variabili aleatorie coinvolte.

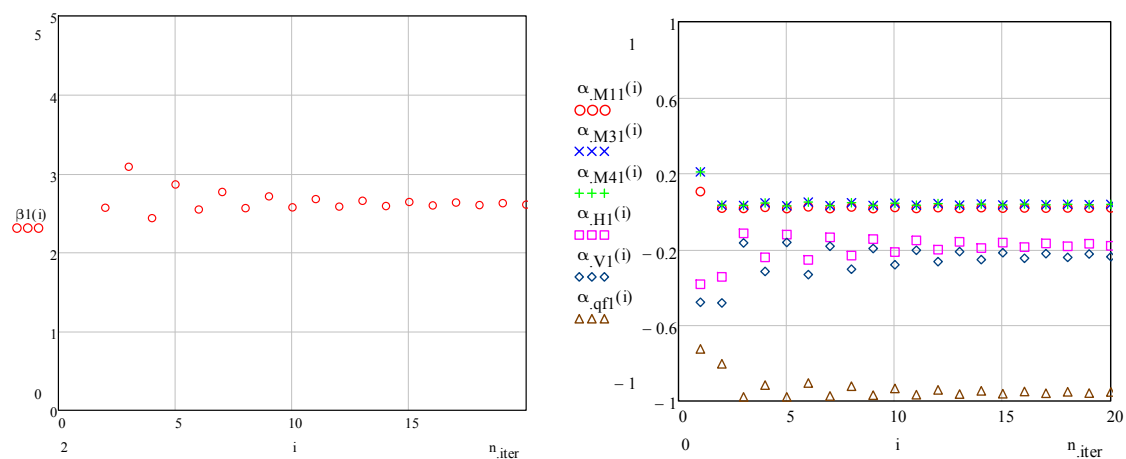



Figura 6-13: Indice di affidabilità e coefficienti di affidabilità del meccanismo di collasso a) in caso d'incendio

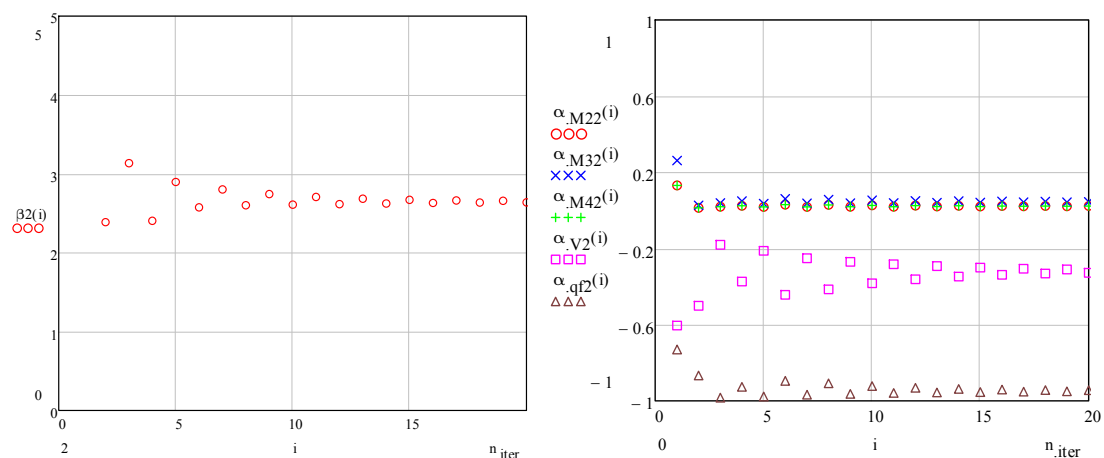



Figura 6-14: Indice di affidabilità e coefficienti di affidabilità del meccanismo di collasso b) in caso d'incendio

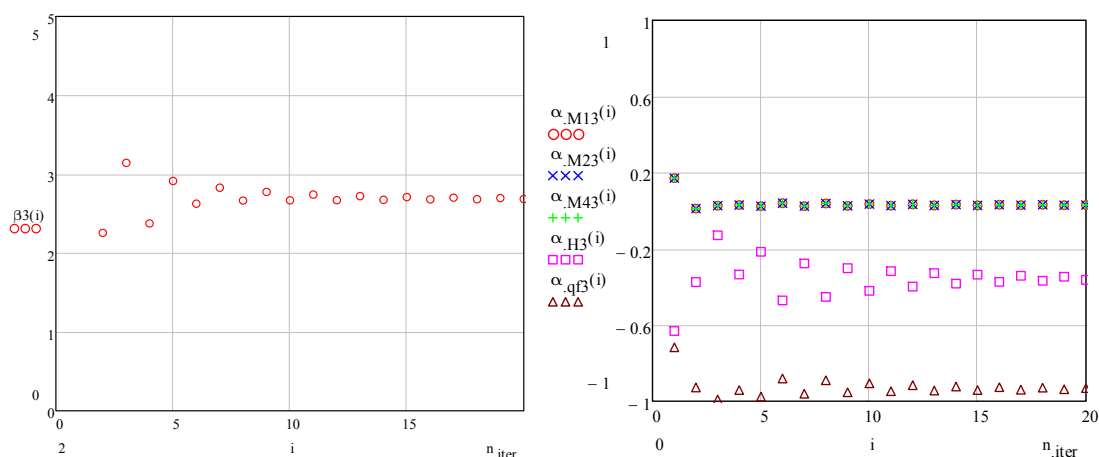



Figura 6-15: Indice di affidabilità e coefficienti di affidabilità del meccanismo di collasso c) in caso d'incendio

È possibile applicare i concetti appena illustrati all'esempio sviluppato nel paragrafo precedente, i cui risultati sono riportati nella tabella seguente.

Meccanismo di collasso	Indice di affidabilità	Probabilità di collasso
a	2.607	$4.569\ 10^{-3}$
b	2.639	$4.153\ 10^{-3}$
c	2.652	$4.001\ 10^{-3}$

Pertanto si può calcolare:

$$4.569\ 10^{-3} \leq p_f \leq 1.267 \cdot 10^{-2}$$

Si noti come, a differenza del caso di progettazione "a freddo", relativo alla medesima struttura, la probabilità dei tre meccanismi di collasso considerati sono dello stesso ordine di grandezza. Come effettuato in precedenza, è possibile stimare l'affidabilità della struttura tramite il metodo FOSM.

Si considerino i 3 meccanismi di collasso *a* – *c* analizzati, i valori medi e le deviazioni standard delle variabili coinvolte in corrispondenza del punto di progetto sono riportati nella tabella seguente.

Meccanismo	Caratteristica	M_1	M_2	M_3	M_4	H	V	q_f
a	μ	$9.357 \cdot 10^4$	-	$9.357 \cdot 10^4$	$9.357 \cdot 10^4$	$1.6 \cdot 10^4$	$2 \cdot 10^4$	410

	σ	$4.679 \cdot 10^3$	-	$4.679 \cdot 10^3$	$4.679 \cdot 10^3$	$1.76 \cdot 10^4$	$2.2 \cdot 10^4$	123
b	μ	-	$9.357 \cdot 10^4$	$9.357 \cdot 10^4$	$9.357 \cdot 10^4$	-	$2 \cdot 10^4$	410
	σ	-	$4.679 \cdot 10^3$	$4.679 \cdot 10^3$	$4.679 \cdot 10^3$	-	$2.2 \cdot 10^4$	123
c	μ	$9.357 \cdot 10^4$	$9.357 \cdot 10^4$	-	$9.357 \cdot 10^4$	$1.6 \cdot 10^4$	-	410
	σ	$4.679 \cdot 10^3$	$4.679 \cdot 10^3$	-	$4.679 \cdot 10^3$	$1.76 \cdot 10^4$	-	123

Per poter calcolare i coefficienti di correlazione tra le modalità di collasso considerate ed ottenere quindi una stima del secondo ordine dell'affidabilità in caso d'incendio della struttura, è necessario calcolarne media e varianza (Cfr. Melchers A.12).

Poiché tuttavia, in questo caso, le funzioni di prestazione non sono lineari, è necessario procedere con delle approssimazioni, in particolare:

$\mathrm{var}(g_h) \approx \sum_i^n \sum_j^n c_i c_j \,\mathrm{cov}(X_i, X_j)$, con $h = 1, 2, 3$ e $\mathrm{cov}(X_i, X_j) = 0$ se $i \neq j$ e $\mathrm{cov}(X_i, X_j) = \mathrm{var}(X_i)$ se $i = j$.

$c_i^h \equiv \left.\dfrac{\partial g_h}{\partial X_i}\right|_{\mu_{X_1}, \mu_{X_2}, \ldots, \mu_{X_n}}$ ove il vettore delle variabili indipendenti è

$\mathbf{X} = (M_1, M_2, M_3, M_4, q_f, H, V)^T$

La tabella seguente riassume le espressioni assunte dai coefficienti *c*

	c_1	c_2	c_3	c_4	c_5	c_6	c_7
g_1	$k_y\sigma_{M1}$	0	$2k_y\sigma_{M3}$	$2k_y\sigma_{M4}$	$(\mu_{M_1} + 2\mu_{M_3} + 2\mu_{M_4})\dfrac{dk_y}{dq_f}\sigma_{q_f}$	$-\sigma_H$	$-\sigma_V$
g_2	0	$k_y\sigma_{M2}$	$2k_y\sigma_{M3}$	$k_y\sigma_{M4}$	$(\mu_{M_2} + 2\mu_{M_3} + \mu_{M_4})\dfrac{dk_y}{dq_f}\sigma_{q_f}$	0	$-\sigma_V$
g_3	$k_y\sigma_{M1}$	$k_y\sigma_{M2}$	0	$k_y\sigma_{M4}$	$(\mu_{M_1} + \mu_{M_2} + \mu_{M_4})\dfrac{dk_y}{dq_f}\sigma_{q_f}$	$-\sigma_H$	0

La varianza e la covarianza possono quindi essere espressi come:

$$\sigma_{g1}^2 = k_y^2\sigma_{M1}^2 + 4k_y^2\sigma_{M3}^2 + 4k_y^2\sigma_{M4}^2 + \left[(\mu_{M_1} + 2\mu_{M_3} + 2\mu_{M_4})\frac{dk_y}{dq_f}\right]^2 \sigma_{q_f}^2 + \sigma_H^2 + \sigma_V^2$$

$$\sigma_{g2}^2 = k_y^2\sigma_{M2}^2 + 4k_y^2\sigma_{M3}^2 + k_y^2\sigma_{M4}^2 + \left[\left(\mu_{M_2} + 2\mu_{M_3} + \mu_{M_4}\right)\frac{dk_y}{dq_f}\right]^2 \sigma_{q_f}^2 + \sigma_V^2$$

$$\sigma_{g3}^2 = k_y^2\sigma_{M1}^2 + k_y^2\sigma_{M2}^2 + k_y^2\sigma_{M4}^2 + \left[\left(\mu_{M_1} + \mu_{M_2} + \mu_{M_4}\right)\frac{dk_y}{dq_f}\right]^2 \sigma_{q_f}^2 + \sigma_H^2$$

$$\mathrm{cov}(g_1, g_2) = 4k_y^2\sigma_{M3}^2 + 2k_y^2\sigma_{M4}^2 + \left(\mu_{M_1} + 2\mu_{M_3} + 2\mu_{M_4}\right)\left(\mu_{M_2} + 2\mu_{M_3} + \mu_{M4}\right)\left(\frac{dk_y}{dq_f}\right)^2 \sigma_{q_f}^2 + \sigma_V^2$$

$$\mathrm{cov}(g_1, g_3) = k_y^2\sigma_{M1}^2 + 2k_y^2\sigma_{M4}^2 + \left(\mu_{M_1} + 2\mu_{M_3} + 2\mu_{M_4}\right)\left(\mu_{M_1} + \mu_{M_2} + \mu_{M_4}\right)\left(\frac{dk_y}{dq_f}\right)^2 \sigma_{q_f}^2 + \sigma_H^2$$

$$\mathrm{cov}(g_2, g_3) = k_y^2\sigma_{M2}^2 + k_y^2\sigma_{M4}^2 + \left(\mu_{M_1} + 2\mu_{M_3} + 2\mu_{M_4}\right)\left(\mu_{M_1} + \mu_{M_2} + \mu_{M_4}\right)\left(\frac{dk_y}{dq_f}\right)^2 \sigma_{q_f}^2$$

dove si è tenuto conto della sostanziale coincidenza dei valori assunti dalle variabili nelle tre modalità di collasso.

Sostituendo i valori determinati tramite il foglio Matcad:

$\sigma_{g_1}^2 = 2.09\text{E+09}$

$\sigma_{g_2}^2 = 1.32\text{E+09}$

$\sigma_{g_3}^2 = 7.72\text{E+08}$

$\mathrm{cov}(g_1,g_2)$ = 1.50E+09

$\mathrm{cov}(g_1,g_3)$ = 1.04E+09

$\mathrm{cov}(g_2,g_3)$ = 7.07E+08

I coefficienti di correlazione risultano pertanto:

$$\rho_{12} = \frac{1.50\cdot 10^9}{\left(2.09\cdot 10^9 \cdot 1.32\cdot 10^9\right)^{1/2}} = 0.903$$

$$\rho_{13} = \frac{1.04\cdot 10^9}{\left(2.09\cdot 10^9 \cdot 7.72\cdot 10^8\right)^{1/2}} = 0.819$$

$$\rho_{23} = \frac{7.07\cdot 10^8}{\left(1.32\cdot 10^9 \cdot 7.72\cdot 10^8\right)^{1/2}} = 0.700$$

Come era prevedibile, i coefficienti di correlazione risultano piuttosto alti.

Gli angoli formati dalle coppie di superfici limite risultano.

$\nu_{12} = \arccos \rho_{12} = 25°$

$\nu_{13} = \arccos \rho_{13} = 35°$

$\nu_{23} = \arccos \rho_{23} = 46°$

Procedendo in conformità a quanto già effettuato per la verifica a temperatura ordinaria, è possibile calcolare:

$h = \beta_1 = 2.607$, $k = \beta_2 = 2.639$

$$a = \frac{\beta_1 - \rho_{12}\beta_2}{\left(1-\rho_{12}^2\right)^{1/2}} = \frac{2.607 - 0.903 \cdot 2.639}{\left(1-0.903^2\right)^{1/2}} = \frac{0.224}{0.430} = 0.521$$

$$b = \frac{\beta_2 - \rho_{12}\beta_1}{\left(1-\rho_{12}^2\right)^{1/2}} = \frac{2.639 - 0.903 \cdot 2.607}{\left(1-0.903^2\right)^{1/2}} = \frac{0.285}{0.430} = 0.663$$

$p_{12}^- = \max\left[\Phi(-b)\Phi(-h), \Phi(-a)\Phi(-k)\right] = \max\left[0.087 \cdot 2.558 \cdot 10^{-6}, 0.017 \cdot 1.05 \cdot 10^{-5}\right]$

$= \max\ [1.158 \cdot 10^{-3},\ 1.252 \cdot 10^{-3}] = 1.252 \cdot 10^{-3}$

$p_{12}^+ = 1.158 \cdot 10^{-3} + 1.252 \cdot 10^{-3} = 2.411 \cdot 10^{-3}$

$h = \beta_1 = 2.607$, $k = \beta_3 = 2.652$

$$a = \frac{\beta_1 - \rho_{13}\beta_3}{\left(1-\rho_{13}^2\right)^{1/2}} = \frac{2.607 - 0.819 \cdot 2.652}{\left(1-0.819^2\right)^{1/2}} = \frac{0.435}{0.574} = 0.758$$

$$b = \frac{\beta_3 - \rho_{13}\beta_1}{\left(1-\rho_{13}^2\right)^{1/2}} = \frac{2.652 - 0.819 \cdot 2.607}{\left(1-0.819^2\right)^{1/2}} = \frac{0.517}{0.574} = 0.901$$

$p_{13}^- = \max\left[\Phi(-b)\Phi(-h), \Phi(-a)\Phi(-k)\right] = \max\left[0.184 \cdot 4.567 \cdot 10^{-6}3, 0.758 \cdot 4.001 \cdot 10^{-3}\right] =$

$= \max\ [8.394 \cdot 10^{-4},\ 8.971 \cdot 10^{-4}] = 8.971 \cdot 10^{-4}$

$p_{13}^+ = 8.394 \cdot 10^{-4} + 8.971 \cdot 10^{-4} = 1.736 \cdot 10^{-3}$

$h = \beta_2 = 2.639$, $k = \beta_3 = 2.652$

$$a = \frac{\beta_2 - \rho_{23}\beta_3}{\left(1-\rho_{23}^2\right)^{1/2}} = \frac{2.639 - 0.700 \cdot 2.652}{\left(1-0.700^2\right)^{1/2}} = \frac{0.783}{0.714} = 1.10$$

$$b = \frac{\beta_3 - \rho_{23}\beta_2}{\left(1-\rho_{23}^2\right)^{1/2}} = \frac{2.652 - 0.700 \cdot 2.639}{\left(1-0.700^2\right)^{1/2}} = \frac{0.805}{0.714} = 1.13$$

$p_{23}^- = \max\left[5.373 \cdot 10^{-4}, 5.428 \cdot 10^{-4}\right] = 5.428 \cdot 10^{-4}$

$p_{23}^+ = 1.08 \cdot 10^{-3}$

È ora possibile ottenere una stima del limite inferiore dell'affidabilità del sistema considerato applicando la formula seguente:

$$P(F) \geq P(F_1) + \max\{[P(F_2) - P(F_2 \cap F_1)],0\} + \max\{[P(F_3) - P(F_3 \cap F_2) - P(F_3 \cap F_1)],0\},$$

$$p_f^- = 4.569 \cdot 10^{-3} + \max[4.153 \cdot 10^{-3} - 2.411 \cdot 10^{-3},0] + \max[4.001 \cdot 10^{-3} - 1.736 \cdot 10^{-3} - 1.08 \cdot 10^{-3},0] =$$
$= 7.496 \cdot 10^{-3}$

Per quanto riguarda invece il limite superiore si applica la formula:

$$P(F) \leq P(F_1) + P(F_2) + P(F_3) - P(F_1 \cap F_2) - \max[P(F_1 \cap F_3), P(F_2 \cap F_3)] =$$

$= 4.569 \cdot 10^{-3} + 4.153 \cdot 10^{-3} + 4.001 \cdot 10^{-3} - 1.252 \cdot 10^{-3} - \max(8.971 \cdot 10^{-4}, 5.428 \cdot 10^{-4}) = 1.057 \cdot 10^{-2}$

Si noti quindi che, mentre con l'approccio del primo ordine i limiti ottenuti sono

$$4.569\ 10^{-3} \leq p_f \leq 1.267 \cdot 10^{-2}$$

applicando l'approccio FOSM è possibile fornire una stima molto migliore della probabilità di collasso dell'intera struttura con l'espressione:

$$7.496 \cdot 10^{-3} \leq p_f \leq 1.057 \cdot 10^{-2}$$

Si possono fare in merito analoghe considerazioni rispetto al caso "a freddo".

A questo punto è utile fare qualche considerazione in merito al soddifacimento del requisito corrispondente alla probabilità di collasso nella corso della vita utile della costruzione in parola.

Tenendo conto che la EN 1990 raccomanda dei valori minimi di affidabilità per una vita utile pari a 50 anni pari a $7.235 \cdot 10^{-5}$, e considerando inoltre quanto già riportato al capitolo 4.5.4, si può calcolare che la massima probabilità ammissibile per lo sviluppo di un incendio generalizzato all'interno del capannone industriale oggetto dell'esempio in parola come:

$$p_{fi,55} = \frac{7.23 \cdot 10^{-5}}{1.057 \cdot 10^{-2}} = 6.84 \cdot 10^{-3}.$$

D'altra parte, il valore effettivo per il caso in esame può essere calcolato, sempre secondo quanto esposto nel paragrafo citato, come:

$$p_{fi,50} = \left(p_{fi,50}^{IGNITION}\right) \cdot \left(p_f^{OC} \cdot p_f^{PS} \cdot p_f^{SP}\right), \text{ ove:}$$

- $p_{fi,50}^{IGNITION} = (2.2 \cdot 10^{-6}/m^2 \cdot anno) \cdot (584\ m^2) \cdot (50\ anni) = 0.06424$, dove il magazzino di stoccaggio è stato considerato come un'attività a probabilità di innesco ordinaria (Cfr. Tabella 14 del capitolo III di Handbook 5);
- $p_f^{OC} = 0{,}40$ probabilità che gli occupanti non riescano ad estinguere l'incendio;
- $p_f^{PS} = 0{,}10$ probabilità che il servizio pubblico antincendio non riesca ad estinguere l'incendio;
- $p_f^{SP} = 0.02$ probabilità che gli impianti di spegnimento automatico non riescano ad estinguere l'incendio.

In assenza di impianto di spegnimeto automatico si calcola:

$p_{fi,50} = 0.06424 \cdot 0.4 \cdot 0.1 = 2.5696 \cdot 10^{-3}$, mentre in presenza di detto impianto,

$p_{fi,50} = 0.06424 \cdot 0.4 \cdot 0.1 \cdot 0.02 = 5.1392 \cdot 10^{-5}$.

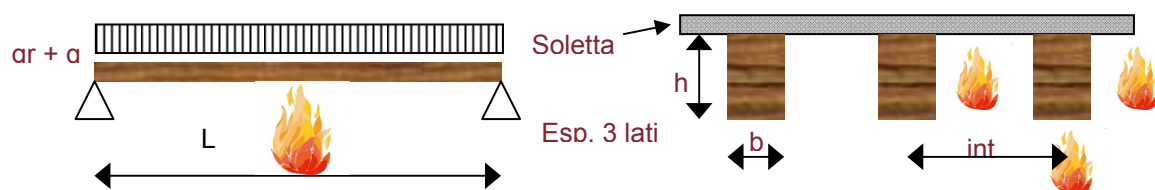
Si può pertanto notare che, anche in assenza di un impianto di spegnimento automatico, la probabilità che si verifichi un incendio pienamente sviluppato nel magazzino in questione risulta inferiore alla massima consentita per assicurare un'affidabilità pari al valore obiettivo suggerito negli Eurocodici.

Tali considerazioni possono essere alla base della scelta tecnico-economica di installare o meno detto sistema nel magazzino. Si tenga conto tuttavia che in questo esempio, non è stato tenuto conto del danno potenziale alla merce contenuta a seguito di collasso strutturale in caso d'incendio. Tenendo conto anche di questo fattore, ed in funzione del valore della merce contenuta, della necessità di mantenere operativo il magazzino, ecc. potrebbe risultare conveniente effettuare scelte differenti in merito ai sistemi di protezione da installare nel magazzino.

In Appendice Dè riportato il foglio di calcolo Mathcad utilizzato per ottenere i risultati appena presentati.

6.6 Trave di legno soggetta ad incendio parametrico

In questa sezione viene effettuato un calcolo dell'affidabilità strutturale in caso d'incendio di una trave in legno. L'analisi è stata effettuata utilizzando un modello parametrico per descrivere l'azione dell'incendio in base alle prescrizioni dell'Appendice A alla EN 1995-1-2 "Parametric fire exposure".

Lo schema considerato è rappresentato nella figura seguente:

In particolare, al fine di dare risalto all'applicazione dell'approccio affidabilistico è stato ipotizzato lo schema statico del semplice appoggio. È stata inoltre considerata la presenza di una soletta in cemento armato in modo da poter tenere conto dell'esposizione all'incendio dell'orditura di travi su tre lati.

Si rimanda alla letteratura (Cfr. p. es. "Resistenza al fuoco delle costruzioni", di Ponticelli, L. e Caciolai, M.) per dettagli e informazioni complementari sui metodi analitici per la determinazione della resistenza al fuoco di strutture di legno.

La citata appendice della EN 1995, per tenere conto della modellazione dell'incendio tramite una curva parametrica, introduce una velocità di carbonizzazione definita come:

$$\beta_{par} = 1{,}5\beta_n \frac{0{,}2\sqrt{\Gamma} - 0{,}04}{0{,}16\sqrt{\Gamma} + 0{,}08}$$

ove

$$\Gamma = \frac{\left(\frac{O}{b}\right)^2}{\left(\frac{0{,}04}{1160}\right)^2}$$

$$O = \frac{A_V}{A_t}\sqrt{h_{eq}}$$

$$b = \sqrt{\rho c \lambda}$$

$$h_{eq} = \sum \frac{A_i h_i}{A}$$

in cui:

β_n è la velocità di avanzamento nominale di progetto, in mm/min;

e gli altri parametri hanno il medesimo significato di quelli del capitolo 3.4.3.1.

Per quanto riguarda invece il calcolo dello spessore carbonizzato la norma fornisce la seguente espressione:

$$d_{char} = \begin{cases} \beta_{par} t & per \quad t \le t_0 \\ \beta_{par}\left(1{,}5t_0 - \dfrac{t^2}{4t_0} - \dfrac{t_0}{4}\right) & per \quad t_0 \le t \le 3t_0 \\ 2\beta_{par} t_0 & per \quad 3t_0 \le t \le 5t_0 \end{cases}$$

con

$$t_0 = 0{,}009 \frac{q_{t,d}}{O}$$

dove:

t_0 è il lasso di tempo a velocità di carbonizzazione costante, in minuti;

$q_{t,d}$ è il carico d'incendio specifico di progetto rapportato all'area totale di pavimento, pareti e soffitto che delimitano il compartimento, in modo del tutto simile a quanto definito nella EN 1990.

La EN 1995 specifica inoltre ulteriori limiti di applicabilità del metodo qui non riportati per brevità di esposizione.

Per il caso in esame sono state considerate le grandezze (deterministiche) riportate nella tabella seguente.

Grandezza	Simbolo	Unità di misura	Valore
Larghezza sezione trave	b	m	0.15
Altezza sezione trave	h	m	0.2
Luce	L	m	5
Interasse	Int	m	0.5
Fattore che tiene conto delle proprietà termiche delle superfici delimitanti il compartimento	Γ	-	9.221
Velocità di carbonizzazione nominale	β_n	mm/min	0.7
Area aperture verticali	A_v	m^2	0.25
Coefficiente di ventilazione	O	$m^{0.5}$	0.1

Per quanto riguarda i carichi, meccanici e d'incendio, agenti sulla trave e le caratteristiche di resistenza è stata adottata una modellazione di tipo probabilistico, come sintetizzato nella tabella seguente:

No.	Categoria variabile	Nome variabile base	Simbolo X	Distrib.ne	Frattile	Valore caratt.	Media μ_X	Deviazione standard σ_X

1	Azione	Peso proprio elementi strutturali	gr	N	50%	1500 N/m^2	gr_k	0,1 μ_X
2		Sovraccarico variabile	q	GU	95%	2000 N/m^2	0,2Q_k	1,1 μ_X
3	Incendio	Carico d'incendio specifico	q_f	GU	80%	347 MJ/m^2	0.822$q_{f,k}$	0,3 μ_X
5	Resistenza del materiale	Carico di rottura	f	LN	95%	24·10^6 Pa	f_k + 1,65 σ_R	0.08 μ_X

L'equazione dello stato limite considerata si ottiene dapprima esplicitando le tensioni risultanti dai carichi applicati:

$$\sigma = \frac{6M}{b_{eff} h_{eff}^2},$$

dove:

$$M = \frac{(gr + q)L^2 \text{ int}}{8};$$

$$b_{eff} = b - 2d_{char};$$

$$h_{eff} = b - d_{char};$$

Successivamente, diminuendo la resistenza del materiale della tensione di rottura appena ottenuta, e tenendo conto dell'espressione di d_{char} si ottiene l'equazione dello stato limite considerata:

$$g(gr, q, q_f, f) := f - \frac{6 \cdot \frac{(gr + q) \cdot L^2 \cdot \text{int}}{8}}{\left(b - 4\beta_{par} \cdot 0.009 \cdot \frac{A_{ft} \cdot q_f}{O}\right) \cdot \left(h - 2 \cdot \beta_{par} \cdot 0.009 \cdot \frac{A_{ft} \cdot q_f}{O}\right)^3}$$

La probabilità di collasso della struttura descritta soggetta ai carichi di cui sopra è stata calcolata con l'aiuto del foglio Matchad riportato in Appendice E.

I risultati ottenuti al variare delle iterazioni in termini di indice di affidabilità e coefficienti di sensibilità sono riportati nelle figure seguenti.

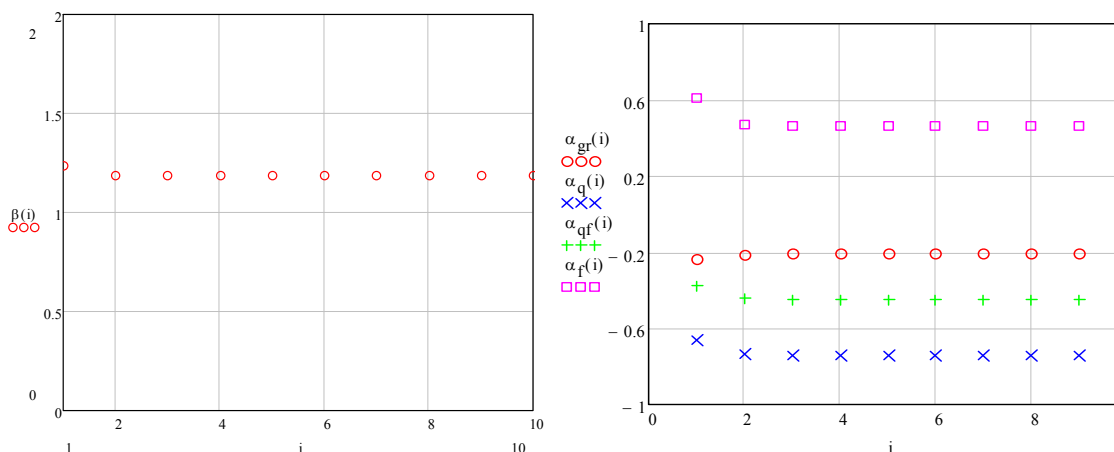



Figura 6-16: Indice di affidabilità e coefficienti di influenza. Trave di legno

L'indice di affidabilità risultante è β_{fi} = 1,187 cui corrisponde una probabilità di collasso in caso di incendio pari a 0,12.

Tenendo conto che

$$p_{fi,50}^{IGNITION} = 2.2 \cdot 10^{-6} / m^2 \cdot anno \cdot 400 \cdot m^2 \cdot 50 \cdot anni = 0.044$$

e che $p_f^{OC} = 0.4$, $p_f^{PS} = 0.1$; $p_f^{SP} = 0.02$ risulta

$p_{fi,50} = 3.52 \cdot 10^{-5}$ che è la probabilità che si sviluppi nel corso della vita utile della costruzione (pari a 50 anni) un incendio pienamente sviluppato.

Moltiplicando questa ultima probabilità con quella di collasso in caso di incendio sopra riportata si ottiene:

$$p_{f,50} = p_{ffi} \cdot p_{fi,50} = 4.224 \cdot 10^{-6} < 7.23 \cdot 10^{-5} = p_{ft,50}$$

La verifica risulta pertanto soddisfatta.

6.7 Telaio in cemento armato

La verifica strutturale in parola riguarda gli elementi componenti il telaio dell'edificio industriale già oggetto di altri casi di studio riportati nella presente tesi. L'ossatura portante del telaio viene progettata considerando elementi strutturali (travi e pilastri) in cemento armato precompresso;

Si considerino delle travi di c.a.p., con una lunghezza pari alla luce maggiore, quindi di 10 metri, e pilastri sempre in c.a.p. di altezza 6 metri.

La verifica termo-strutturale consiste nel verificare in primo luogo la trave, investita dall'incendio, quindi sottoponendola alla rampa termica (curva naturale) reale sviluppata

con Ozone; si consideri una verifica comparativa, tenendo conto che la trave (API 105/50), certificata R 120 minuti (sotto l'azione della curva d'incendio ISO 834), come certificato dalla società prefabbricatrice, si sono messe a confronto le due mappatura termiche reali, considerando le temperature medie della sezione discretizzata con elementi Plate a quattro nodi a diversi istanti di tempo.

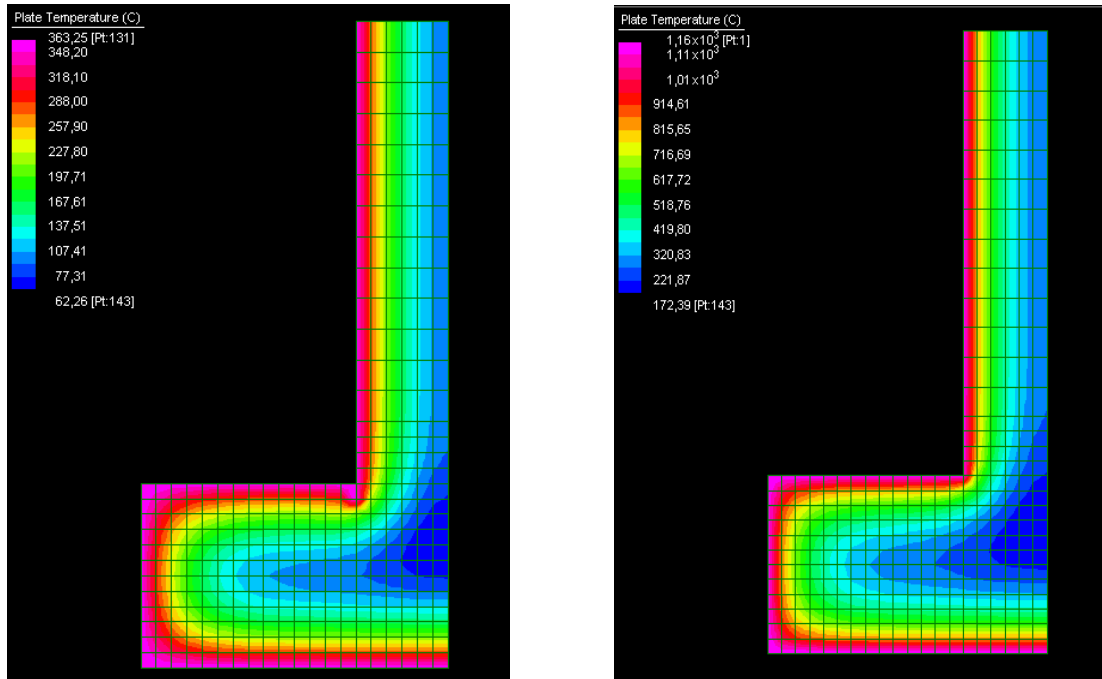



Figura 6-17: Curva naturale vs ISO 834 @ 1200 s

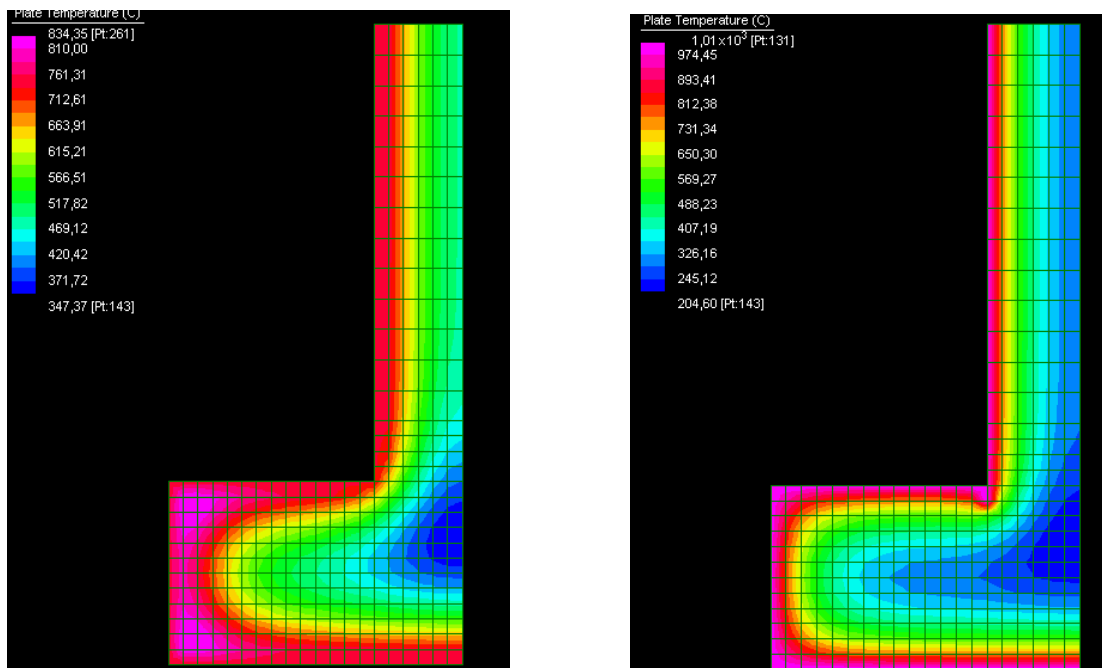



Figura 6-18: Curva naturale vs ISO 834 @ 2400

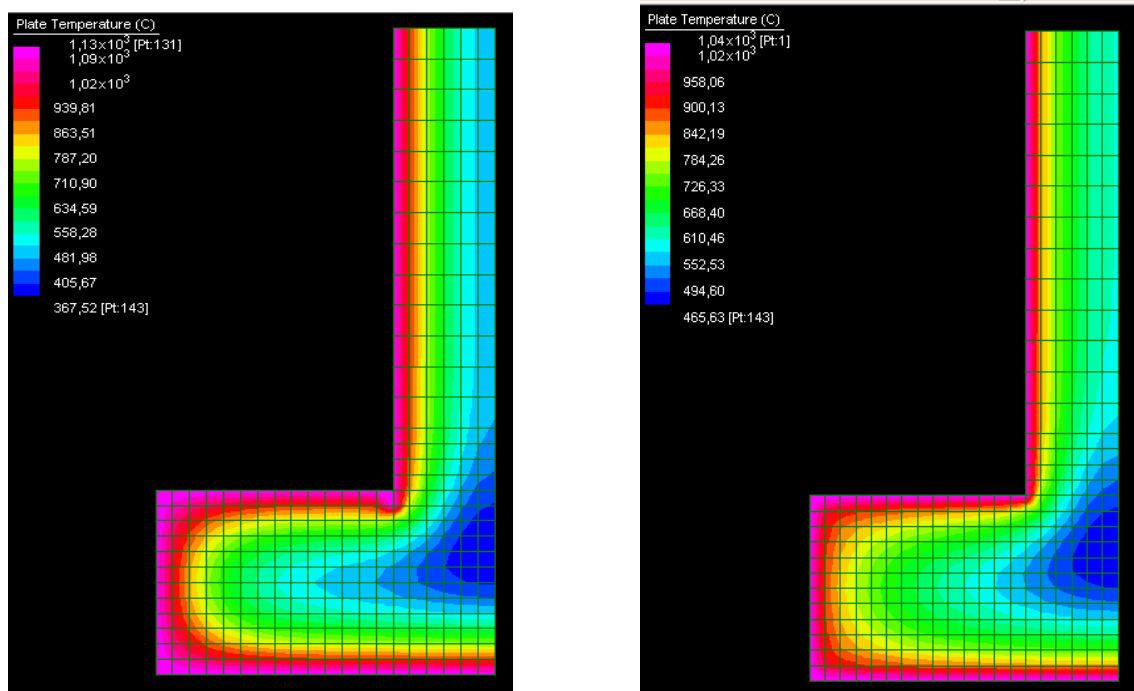



Figura 6-19: Curva naturale vs ISO 834 @ 3600 s

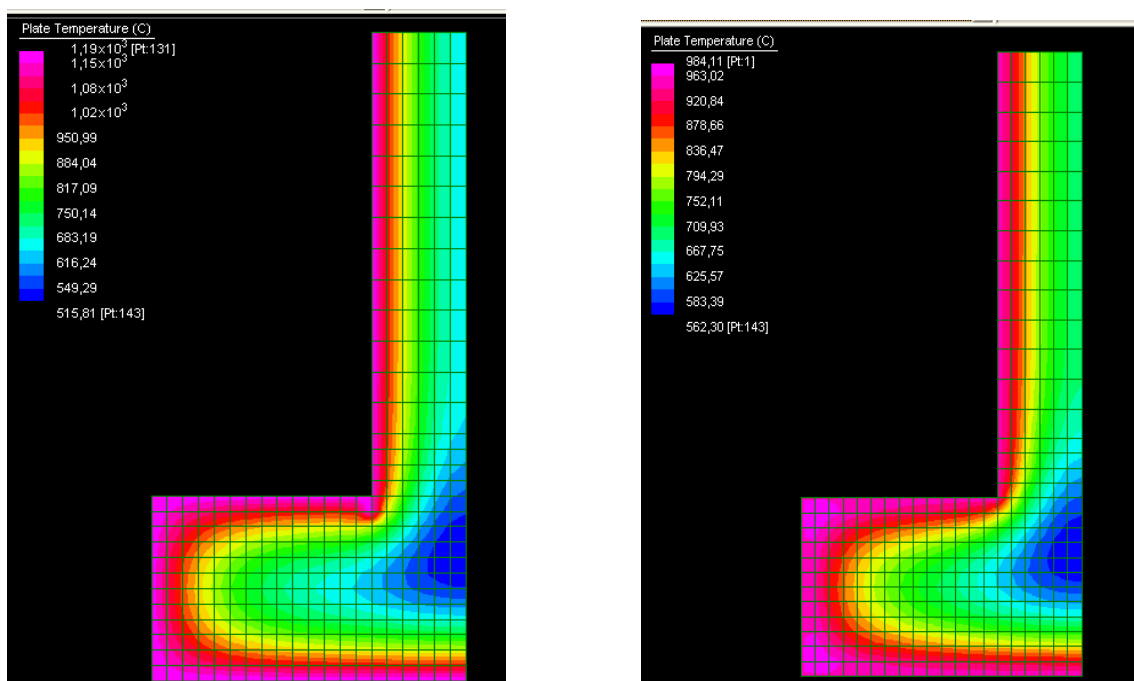



Figura 6-20: Curva naturale vs ISO 834 @ 4800 s

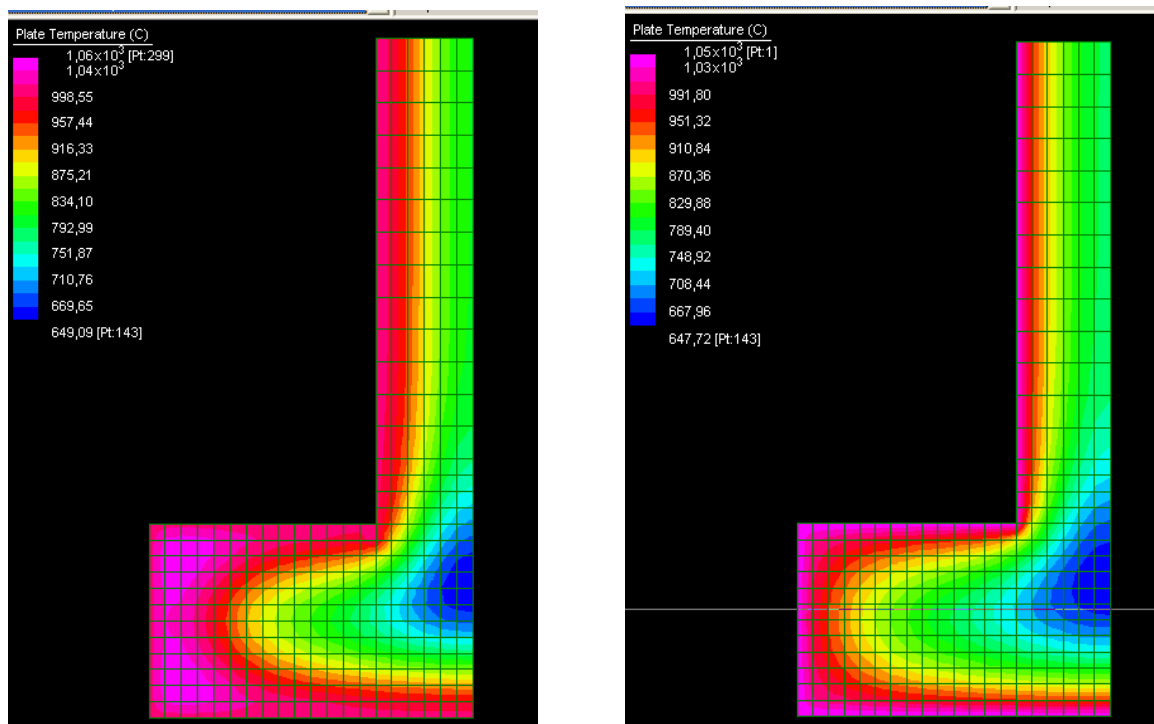



Figura 6-21: Curva naturale vs ISO 834 @ 6000 s

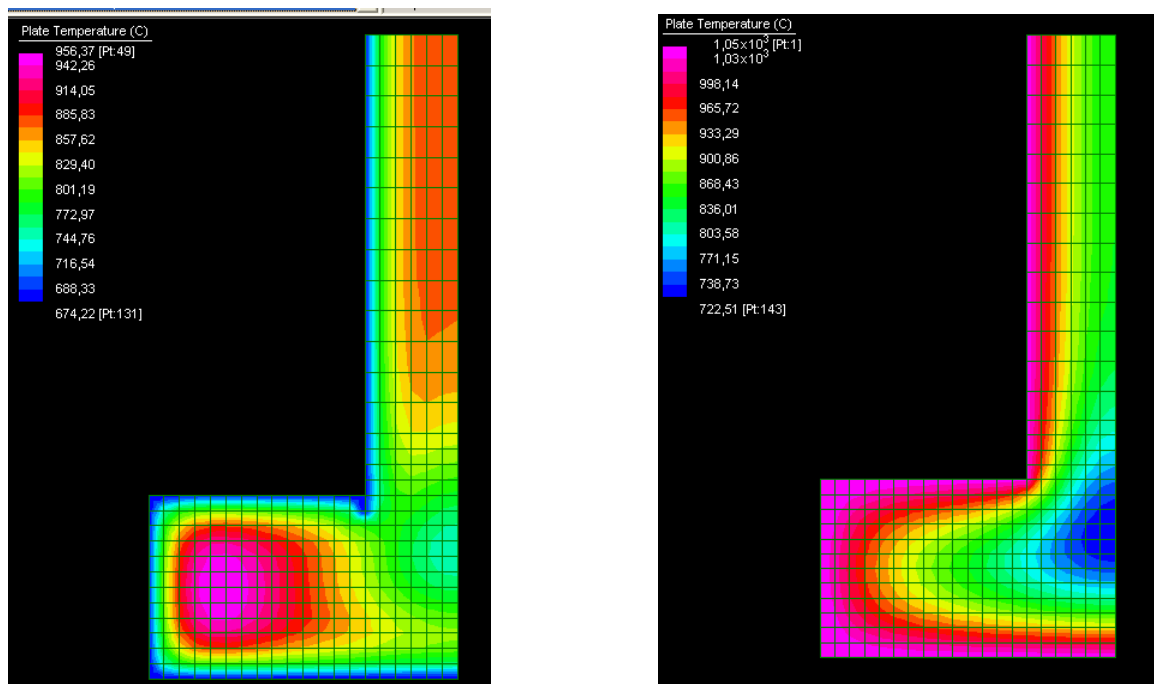
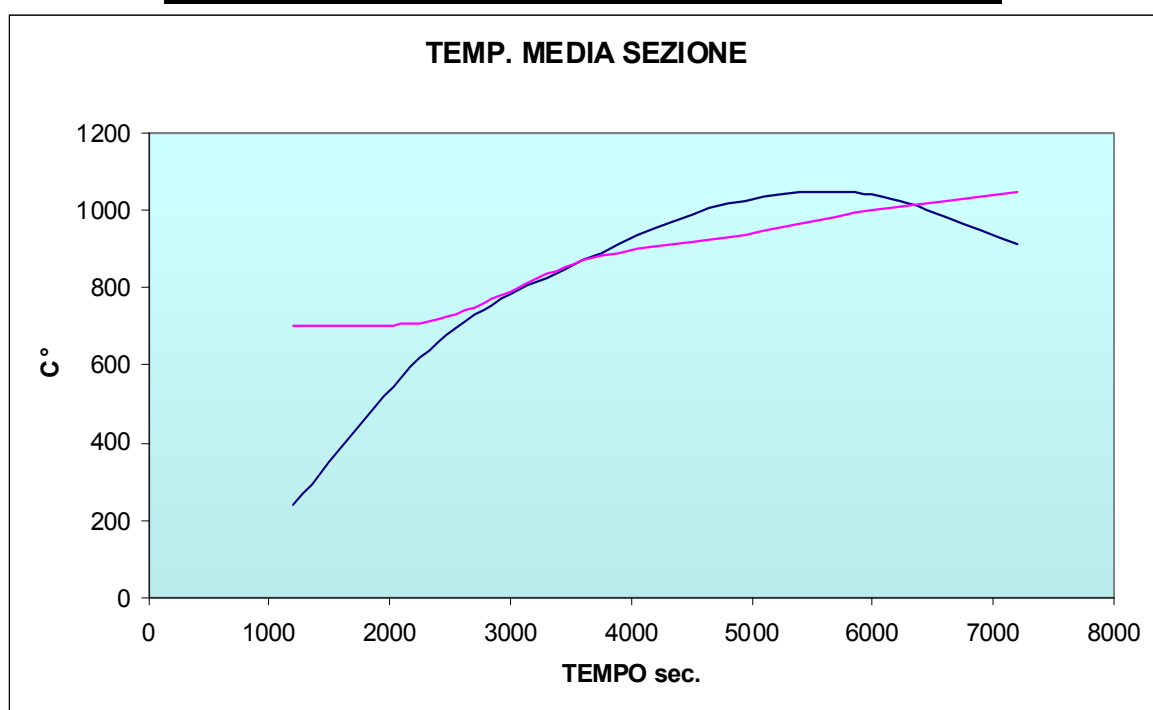



Figura 6-22: Curva naturale vs ISO 834 @ 7200 s

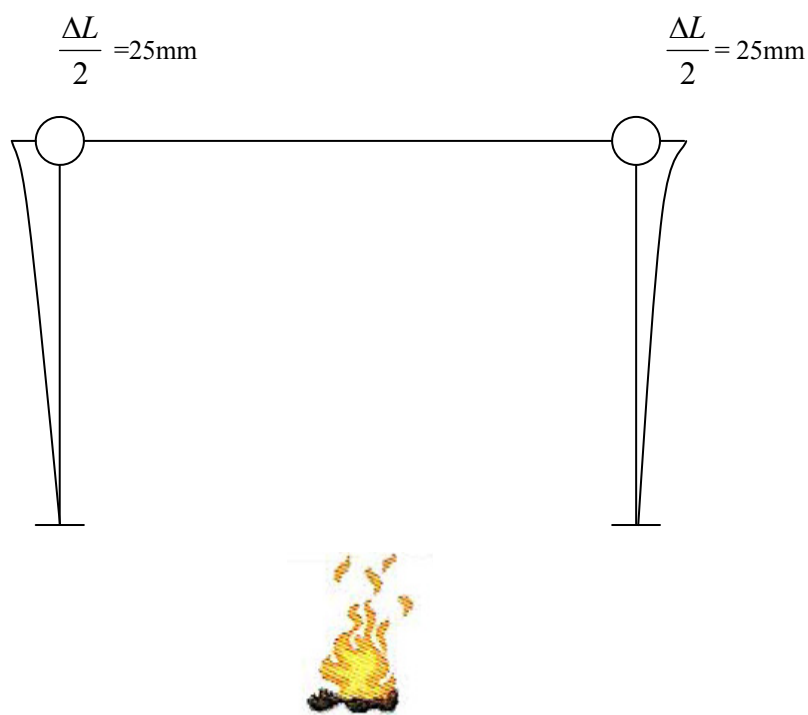
Dopo aver calcolate i valori di temperatura per ciascun elemento *plate*, attraverso dei fogli di calcolo per entrambe le curve d'incendio, effettuando una media pesata in funzione delle singole aree delle *plate* discretizzate, è possibile calcolare la temperatura media ad ogni istante temporale per la sezione in causa.

Tempo.	**Curva naturale**	**ISO 834**
s	°C	
1200	240	700
2400	660	720
3600	870	870
4800	1015	930
6000	1040	1000
7200	910	1050

È stato effettuato un confronto dei campi termici. Come calcolato, il valore della temperatura massima raggiunta dalla curva naturale d'incendio è intorno a 90 minuti; tale valore viene confrontato con quello della temperatura massima della curva ISO, sempre crescente. Si può notare come, pur avendo raggiunto la stessa temperatura media, nella curva reale d'incendio, caratterizzata da una crescita più rapida, il calore penetra all'interno con un certo ritardo. Quindi si può affermare che, confrontando il campo termico per l'incendio reale a 90 minuti con il campo termico della curva d'incendio di prova (ISO) con cui vengono testati i materiali in appositi forni, seppure la temperatura superficiale dei gas è più elevata si ha un campo termico inferiore a quello che avremo a 120 minuti con la

curva ISO. Qesto testimonia che il minore tempo a disposizione ostacola la diffusione del calore all'interno della sezione in studio; di conseguenza esaminando il bulbo inferiore, dove sono presenti le armature di pretensione, si trova una temperatura inferiore rispetto a quella media raggiunta all'interno a 120 minuti con la ISO, per cui se la trave è verificata come da certificazione a 120 minuti, lo sarà anche a 90 minuti con la curva d'incendio naturale calcolata, perché le condizioni sono più favorevoli.

Inoltre possiamo aggiungere che dalle nostre mappe termiche con curve d'incendio reali, quando inizia la fase di raffreddamento dei gas, il calore continua a penetrare all'interno mentre all'esterno inizia a raffreddarsi, il calcestruzzo recupera solo in parte la sua resistenza di calcolo; l'armatura lenta recupera una buona parte di resistenza, mentre i trefoli non riescono a recuperare la loro resistenza perché subiscono una cristallizzazione della parte solida di contorno. Quindi si può affermare che la trave in studio non collasserà prima di 90 minuti.

Verificata la trave, occorre ora verificare quali sono gli effetti dello stato di coazione che la trave subisce e che trasferisce al pilastro sotto la forma di sollecitazione e quindi la resistenza che esso oppone a questa deformazione. Considerando una variazione della temperatura media di 500 °C, prima che si raggiungano i 90 minuti:

$$\Delta L = \alpha \cdot \Delta T_{medio} \cdot L = 10 \cdot 10^{-6} \cdot 5 \cdot 10^{2} \cdot 10^{4} = 50mm$$

Per la congruenza:

$$\delta_{trave} = \delta_{pilastro}$$

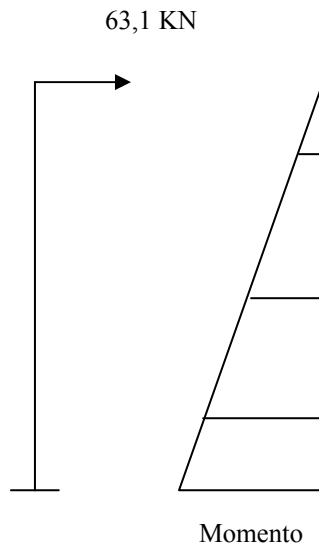
$$\delta_{trave} = \frac{\Delta L}{2} - \frac{X}{EA}L$$

$$\delta_{pilastro} = \frac{Xh^3}{3EJ_{pil}}$$

$$j_{pilastro} = \frac{1}{12}b \cdot h^3 = \frac{1}{12} \cdot 0{,}50 \cdot 0{,}50^3 = 0{,}0052mm^4$$

$$\frac{\Delta L}{2} - \frac{X}{EA}L = \frac{\Delta L}{2} - \frac{X}{EA}L$$

Considerando E = 350000kg/cm^2 e invertendo la fomula si trova il valore di X:

$$X = 63{,}1KN$$

M=$6{,}0 \cdot 63{,}1 = 378{,}6KN \cdot m$

G = 3,50 KN/m^2

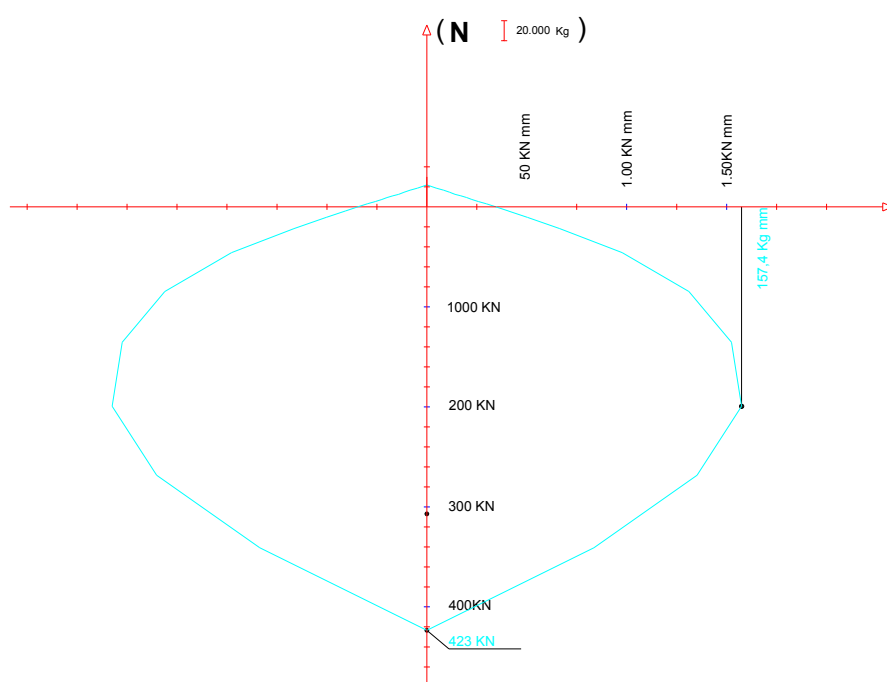
$N_{cop.}$= $7{,}80 \cdot 5{,}0 \cdot 3{,}50 = 136{,}5KN$

N_{trave}= $0{,}255 \cdot 25{,}0 \cdot 5{,}0 = 31{,}9KN$

N_{trave}= $0{,}50 \cdot 0{,}50 \cdot 6{,}0 \cdot 25 = 37{,}5KN$

N_{trave}= 205,9 KN

Quindi abbiamo considerati la verifica del pilastro presso-inflesso utilizzando i domini di rottura a freddo .

Dominio di rottura del pilastro agli stati limiti ultimi con sollecitazione a presso-flessione (N-M):

Con questo ultimo risultato si può mettere in evidenza come il pilastro sottoposto ad uno stato di coazione entra in crisi molto prima della trave; è opportuno fare alcune considerazioni sul fatto che il risultato ottenuto è conservativo, poiché il momento d’inerzia della sezione è stato considerato come interamente reagente, mentre il pilastro fessurato ha un momento d’inerzia inferiore alla metà della sezione interamente reagente.

Si può quindi concludere osservando che il pilastro entra in crisi prima della trave, a causa delle coazioni che nascono su di essa per l’aumento della temperatura. Pertanto, come soluzione di progetto potrebbe essere opportuno l’utilizzo di un materiale protettivo antincendio da applicare sulla trave.

6.8 La dinamica dei fumi nell’acceleratore SPS del CERN

6.8.1 Introduzione al CERN

Il CERN, l’Organizzazione Europea per la Ricerca Nucleare, è un’organizzazione intergovernativa cui appartengono 20 Stati Membri[23].

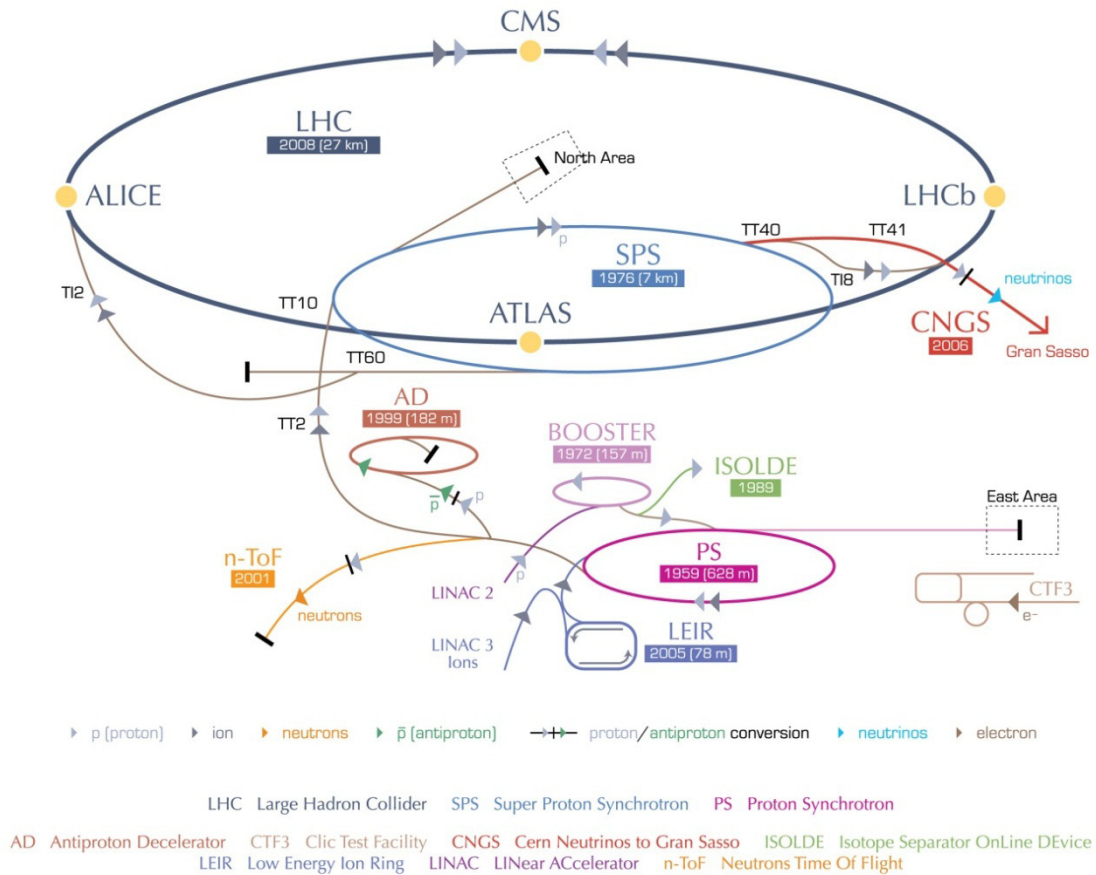
La sua sede si trova a Ginevra ma le sue installazioni sono localizzate da ambo i lati della frontiera Francia – Svizzera (http://cern.ch/fp-procurement/map.html).

La missione del CERN è quella di promuovere una collaborazione internazionale nel campo della ricerca nel campo fisica delle particelle ad alta energia e, a questo scopo, l’Organizzazione progetta, realizza e mantiene in funzione acceleratori di particelle e le relative aree sperimentali. Al momento più di 10 000 scienziati provenienti da istituti di tutto il mondo utilizzano le installazioni del CERN per i loro esperimenti.

Il complesso di acceleratori del CERN è una successione di macchine a potenza crescente, che iniettano un fascio di particelle da un acceleratore al successivo, portando il fascio ad un’energia sempre più alta. Il fiore all’occhiello del complesso sotto illustrato è il Large Hadron Collider (LHC).

[23] Gli Stati Membri del CERN sono ad oggi Austria, Belgio, Bulgaria, Repubblica Ceca, Danimarca, Finlandia, Francia, Germania, Grecia, Ungheria, Israele*, Italia, Paesi Bassi, Norvegia, Polonia, Portogallo, Romania**, Slovacchia, Spagna, Svezia, Svizzera e Regno Unito.

* Stato Membro Associato in fase preliminare di Associazione

**Candidato all’accesso

6.8.2 L’acceleratore SPS

L’acceleratore Super Proton Synchrotron (SPS) fa parte del complesso di acceleratori di particelle del CERN. È installato in un tunnel circolare avente una circonferenza pari a circa 6.9 chilometri, a cavallo del confine tra Francia e Svizzera. Questo acceleratore è stato utilizzato storicamente per accelerare protoni, antiprotoni, elettroni, positroni (come iniettore per il Large Electron-Positron Collider (LEP), e ioni pesanti. Tra il 1981 ed il 1984 i suoi fasci fornirono dati per gli esperimenti UA1 e UA2 i quali portarono alla scoperta dei bosoni W e Z. Queste scoperte e l’utilizzo di una nuova tecnica per raffreddare le particelle, portarono Carlo Rubbia e Simon van der Meer a vincere il premio Nobel nel 1984.

L’SPS è oggi utilizzato come iniettore finale di fasci di protoni ad alta intensità per l’LHC da 26 GeV fino a 450 GeV; successivamente essi sono accelerati dall’LHC sino a diversi TeV.

Inoltre SPS continua ad essere utilizzato per altri esperimenti a bersaglio fisso come COMPASS, NA48, e NA61/SHINE. L’SPS è stato inoltre utilizzato per l’esperimento

CNGS al fine di produrre ed indirizzare una corrente di neutrini al laboratorio del Gran Sasso, a 730 km di distanza.

6.8.3 La questione della ventilazione

Lo studio in parola riguardante la sicurezza antincendio dell'acceleratore SPS è finalizzato a fornire diverse risposte in merito ai sistemi di protezione attiva da prevedere nella galleria, alle strategie da adottare in merito alla ventilazione, alle tecniche di intervento ecc.

Il problema principale che quest'analisi preliminare affronta è in primo luogo quello della ventilazione e successivamente della strategia d'intervento da seguire per le squadre di soccorso.

In caso di rivelazione incendi all'interno del tunnel si possono adottare due differenti filosofie di risposta: arrestare la ventilazione in modo da rallentare la propagazione dei prodotti della combustione in entrambi i versi di percorrenza del tunnel oppure lasciare la ventilazione attiva, tenendo conto che eventuali occupanti presenti a valle del luogo ove si sviluppa l'incendio sono raggiunti dai fumi in un tempo minore.

Lo scopo di questo studio preliminare è pertanto quello di mostrare il tipo di informazioni che è possibile ottenere e come esse possono essere utilizzate per migliorare la sicurezza antincendio dell'acceleratore di particelle.

6.8.4 I parametri dello studio

L'acceleratore di particelle, nonostante la sua geometria possa essere considerata in prima approssimazione come toroidale, ha in realtà una conformazione articolata che prevede pozzi di accesso, intersezioni con altre gallerie ecc. Per quest'analisi preliminare è stato scelto di analizzare soltanto una tratto del tunnel dell'acceleratore, approssimandolo come rettilineo. I risultati sono pertanto rappresentativi di incendio che si sviluppano a una distanza sufficiente dalle "discontinuità" geometriche (come ad esempio i pozzi di accesso).

Data la semplicità della geometria, si è cercato inoltre di caratterizzare la pericolosità dell'incendio tramite delle grandezze globali e riferite alla sezione del tunnel. Tramite queste relazioni, come sarà spiegato in seguito, è possibile fornire una stima della propagazione della pericolosità (in termini di concentrazione dei prodotti della combustione, temperature, ecc..) tramite semplici formulazioni analitiche.

Al fine di valutare le conseguenze in termini di diffusione dei prodotti della combustione per una vasta gamma di scenari d'incendio, sono stati fatti variare diversi parametri, in particolare:

- Potenza termica del focolaio: il materiale combustibile maggiormente presente nella galleria di SPS risulta costituito dall'isolamento dei numerosi cavi elettrici installati su diverse canaline. In questo caso però, la nozione di carico d'incendio specifico, fondamentale per la caratterizzazione degli incendi in luoghi confinati ordinari, non risulta altrettanto rappresentativa in galleria (ambito monodimensionale piuttosto che zero-dimensionale). In linea teorica, a partire dal luogo d'innesco, l'incendio si potrebbe propagare per tutta la lunghezza del tunnel. Si presentano perciò due problemi distinti in merito alla caratterizzazione della pericolosità del focolaio: la potenza termica che il focolaio sviluppa a regime e la rapidità con cui il materiale combustibile installato lungo il tunnel viene coinvolto nell'incendio. Per questo studio preliminare si è deciso di tenere conto soltanto della presenza di un focolaio senza però studiare come esso si propaga alle altre porzioni di cavo lungo il tunnel. Senza entrare ulteriormente nel dettaglio di come stimare la potenza termica di cavi posizionati in fasci orizzontali (a tal proposito si veda ad esempio il documento NUREG-1521 riportato in bibliografia), sono stati analizzati dei focolai di varia potenza: 10 kW, 50 kW, 100 kW, 500 kW, 1 MW, 5 MW.
- Dimensione caratteristica delle celle: la geometria considerata, pur nella sua semplicità, si presta a diversi tipi di discreitzzazione. Come spesso accade nei problemi di fluidodinamica computazionale, è necessario trovare una dimensione caratteristica di cella (o a parità di estensione geometrica del dominio oggetto dell'analisi di numero di celle), grazie alla quale i risultati siano sufficientemente dettagliati senza però richiedere tempi di simulazione e dimensioni dei file di output eccessive. Inoltre, per i modelli di combustione è possibile stimare la grandezza tipica delle celle grazie alla formula $D^* = \left(\frac{\dot{Q}}{\rho_\infty c_p T_\infty \sqrt{g}} \right)^{\frac{2}{5}}$, si veda ad esempio la User's Guide del programma FDS. In base a quest'analisi si è pervenuti a due dimensioni per le celle, maggiormente appropriate per la simulazione: 25 cm e 50 cm. L'impatto di questo parametro è stato valutato tramite apposite simulazioni.
- Pendenza. Nonostante la galleria sia sostanzialmente orizzontale, diversi tratti di galleria possono avere diverse lievi pendenze. Questo parametro, apparentemente di

minore importanza, ha in realtà un'influenza rilevante specialmente nel caso di disattivazione della ventilazione ove, la maggiore temperatura dei prodotti della combustione, e conseguentemente la minore densità, conferisce una spinta di galleggiamento ai fumi che si propagano pertanto in misura maggiore verso la parte a monte. Le pendenze analizzate sono 0% e 3% (massimo).

- Ventilazione. Come anticipato nella sezione introduttiva, questo parametro, insieme alla potenza del focolaio, ha il maggiore impatto in termini di propagazione dei fumi della combustione. In base ai dati di progetto dell'impianto di ventilazione, è stata stimata una velocità media lungo la sezione di 1 m/s. L'altro valore considerato per questo parametro è una velocità pari a 0, corrispondente ovviamente ad assenza di ventilazione.

Combinando i diversi parametri sopra descritti sono state effettuate 18 simulazioni complessive.

6.8.5 Il modello di calcolo

Al fine di ottenere tramite una sola simulazione i risultati corrispondenti a diverse combinazioni dei parametri, è stato sviluppato un modello in cui 6 gallerie sono posizionate "in parallelo". In questo modo, a costo di una maggiore quantità di RAM richiesta, è possibile ottenere risultati relativi a tutte le diverse potenzialità dei focolai tramite un'unica simulazione.

Il modello è stato sviluppato tramite il software Pyrosim ed è rappresentato nella figura seguente.

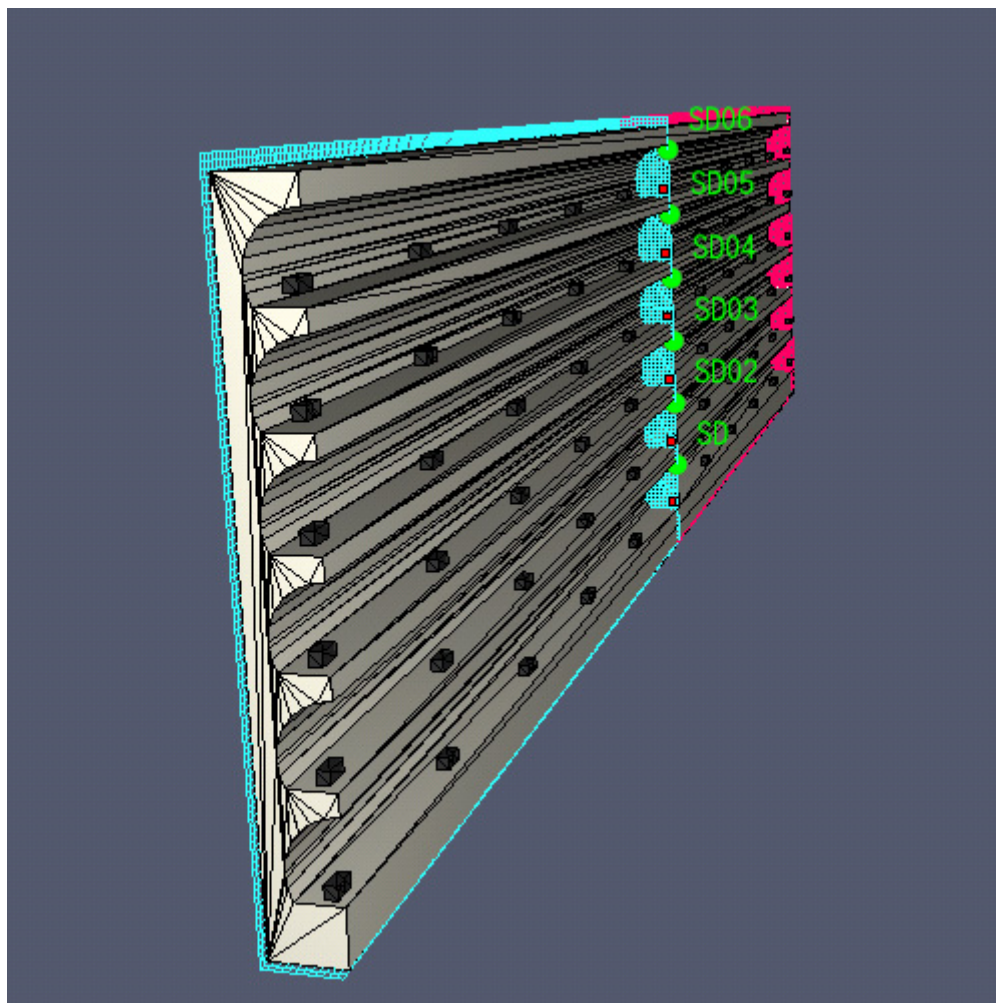



Figura 6-23: Il modello Pyrosim del tunnel SPS

Come si può notare, tenendo conto della simmetria della geometria e della posizione del focolaio (metà tunnel), piuttosto che simulare l'intera sezione della galleria, ne è stata considerata soltanto metà in modo da alleggerire il calcolo. La lunghezza della porzione di tunnel considerato è di 1000 m. Delle *obstructions* sono state posizionate ogni 100m in modo da poter stimare visivamente anche se in maniera approssimata, la velocità di propagazione dei fumi.

6.8.6 Risultati preliminari

In questa sezione vengono riportati i risultati preliminari ottenuti con il modello descritto (in modo estremamente sintetico) nei paragrafi precedenti.

La tabella seguente mostra l'andamento della velocità di propagazione dei fumi in funzione della dimensione caratteristica delle celle e della potenza termica dei focolai.

Velocità media dei fumi [m/s]		
Potenza termica [kW]	Spigolo celle [cm]	
	50	25
500	0.7	1.3
1000	1	1.6
5000	2.5	2.6
Nota: pendenza nulla e ventilazione assente		

Tabella 6-4: Velocità dei fumi in funzione di potenza del focolaio e dimensioni delle celle

La tabella seguente invece riporta le velocità finali[24] di propagazione del fronte dei prodotti della combustione in funzione della potenza del focolaio, della pendenza della galleria e della presenza o meno di ventilazione.

Velocità finale dei fumi [m/s]			
Potenza termica [kW]	baseline	downstream	uphill
500	1.3	2	1.2
1000	1.6	2.3	1.5
5000	2.6	3.1	2.6

Tabella 6-5: Velocità finale dei fumi in funzione della potenza del focolaio, della pendenza e della ventilazione

In particolare, nella colonna baseline sono riportati i risultati relativi ad assenza di ventilazione e galleria orizzontale, nella colonna downstream quelli relativi a galleria orizzontale ma ventilazione in funzione, mentre nella colonna uphill risultano i dati relativi all'impatto della pendenza.

Il grafico seguente riporta e sintetizza i risultati sopra presentati.

[24] Si assiste infattia d un progressivo rallentamento con l'allontanarsi e quindi con il raffreddarsi dei gas di combustione

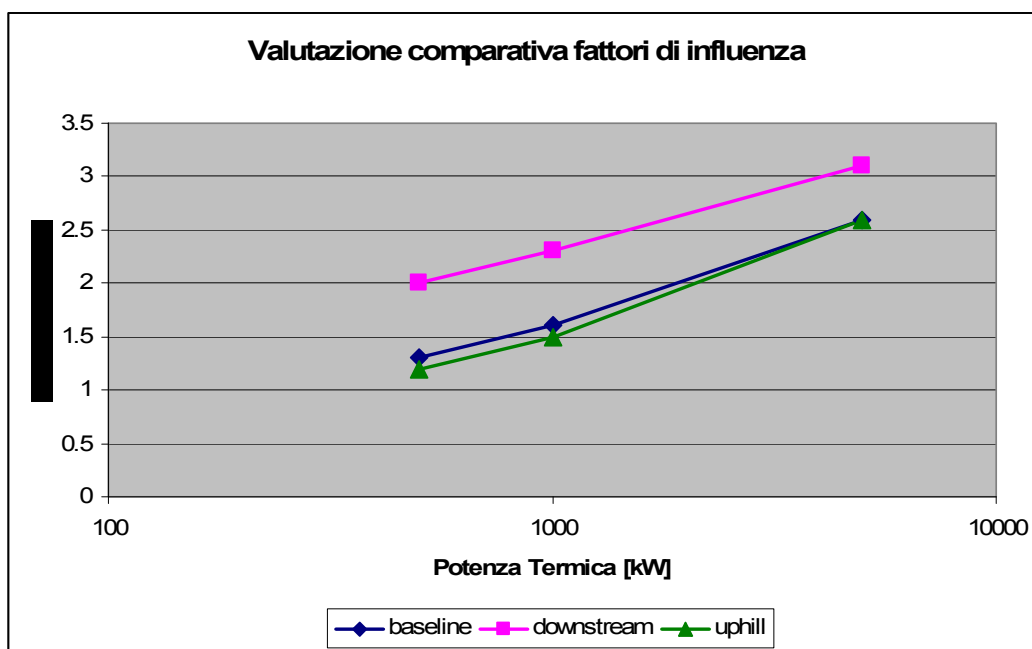



Figura 6-24: Valutazione comparative dei fattori di influenza

In questo modo appare più evidente come l'impatto della pendenza sia molto limitato rispetto a quello della ventilazione. Si può osservare inoltre che la differenza tra la velocità di propagazione nella situazione *baseline* e quella in cui la ventilazione è attivata, è circa pari alla velocità di ventilazione. Come ipotizzabile quindi si può affermare che vale le velocità dei fumi e dell'aria fresca trasportata dalla ventilazione in condizioni normali sono additive.

Le immagini seguenti mostrano altri risultati ottenuti tramite le simulazioni in parola.

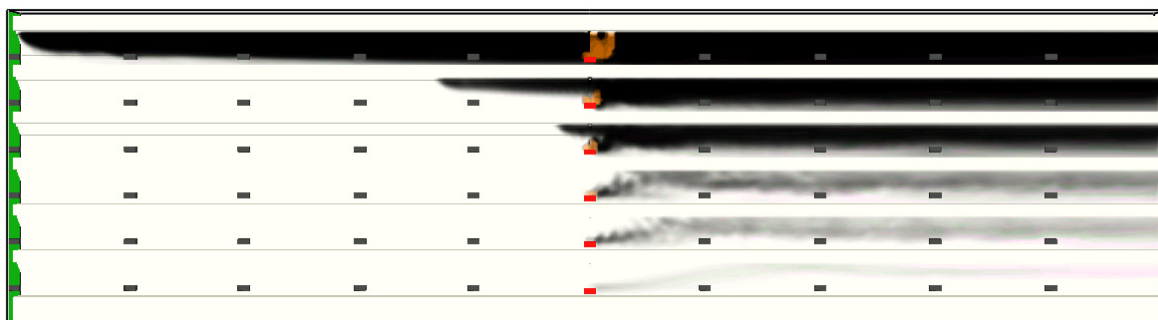



Figura 6-25: L'effetto della ventilazione nella propagazione del fumo – lunghezza di backlayering

La Figura 6-25 mostra la presenza di una zona cosiddetta di *backlayering*, ove cioè i fumi hanno una spinta propulsiva di galleggiamento sufficiente da poter contrastare la normale ventilazione. Come si può osservare, tale fenomeno si verifica soltanto se la potenza del focolaio supera un certo valore compreso tra 50 e 500 kW.

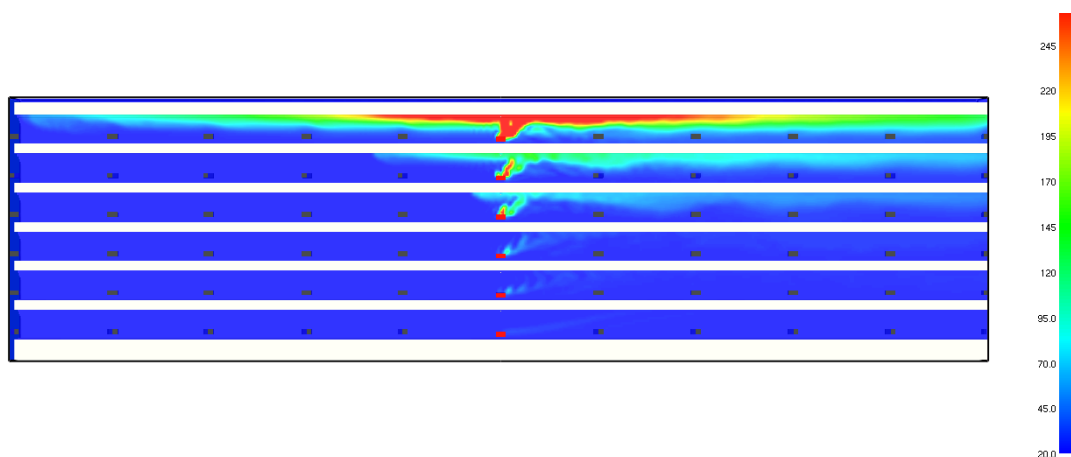



Figura 6-26: Mappature termiche sezione y = 0

La figura precedente mostra come la pericolosità legata alla temperatura dei prodotti della combustione sia rilevante soltanto per potenze elevate dei focolai, in prossimità degli stessi e in corrispondenza alla volta della galleria. Si può quindi affermare che, in questo caso, il pericolo maggiore sia legato alla tossicità dei fumi sia per quanto riguarda gli occupanti che le squadre di intervento. Anche la densità ottica dei fumi può avere impatto sulla visibilità e quindi indirettamente sull'esodo e sulle operazioni di soccorso/spegnimento.

Trattandosi come detto di un'analisi preliminare orientativa, i dati a disposizione non permettono di poter trarre delle conclusioni definitive. Ciononostante, è possibile constatare l'appropriatezza del metodo utilizzato e la quantità di informazioni utili potenzialmente ottenibili al fine di poter dare una risposta alle problematiche cui si è accennato nell'introduzione.

Il listato FDS dei modelli utilizzati è riportato in Appendice F.

7 Conclusioni

Il lavoro presentato tocca tematiche anche molto diverse tra loro, che spaziano dalla modellazione dell'incendio, all'esodo, all'affidabilità dei materiali strutturali etc. tuttavia ciascuno di questi argomenti assume una rilevanza ancora maggiore se inserito in un contesto di Analisi di Rischio Quantitativa Probabilizzata. Come ampiamente discusso nei capitoli precedenti, questa metodologia consente di quantificare in modo oggettivo e trasparente il rischio tramite i diversi indicatori. Lo scopo originariamente prefissato per questa tesi, ed ora discusso criticamente in sede di conclusioni, era quello di mostrare come tale metodologia potesse integrarsi con i metodi della *fire safety engineering* in maniera da fornire risposte attinenti alla sicurezza antincendio, ed in particolar modo all'affidabilità dei materiali strutturali. Gli esempi sviluppati ed i *case studies* esaminati sono a dimostrazione della qualità e tipo di informazioni possano essere tratte da una ARQP.

Il presente lavoro rappresenta però soltanto un punto di partenza poiché anche si è riusciti a delineare in qualche modo i principi della metodologia e sviluppare qualche applicazione, anche relativamente avanzata, è chiaro che ciascun aspetto o strumento utilizzato meriterebbe *per se* grande approfondimento.

Uno degli sviluppi che appaioni più utili e promettenti, e che si vuole qui sottilinare, è quello dell'elaborazione di regole di prevenzione incendi prescrittive basate sull'ARQP. In questo modo l'efficacia di ciascuna prescrizione potrebbe essere quantificata in modo oggettivo, evitando eventuali ridondanze. Il livello di rischio potrebbe essere esplicitato e calibrato in funzione degli altri rischi cui si è soggetti; gli occupanti esposti potrebbero inoltre essere consapevoli del rischio che corrono nel frequentare determinate classi di edifici e non da ultimo l'allocazione delle risorse economiche ai diversi elementi della prevenzione potrebbero essere ottimizzate.

Allargando questi concetti su scala territoriale, si potrebbere definire delle cartografie del rischio di tipo quantitativo, utili sia in fase di posizionamento delle squadre di intervento, sia in generale per una gestione uniforme del rischio sul territorio (GIS del rischio).

8 Bibliografia essenziale

- Andreini, M.: "Comportamento all'incendio di pareti in muratura: aspetti teorici, normativi e sperimentali", tesi di laurea specialistica in ingegneria delle costruzioni civili, università di Pisa, 2009.
- Andreini, M., Caciolai, M., La Mendola, S., Mazziozzi, L., Sassu, M.: "Mechanical behaviour of masonry materials at high temperatures", in attesa di pubblicazione.
- Ang, A. H.-S., and Tang, W. H. (1975). *Probability Concepts in Engineering Planning and Design,* Vol. II, John Wiley
- BS PD 7974-6: "The application of fire safety engineering principles to fire safety design of buildings. Life safety strategies. Occupant evacuation, behavior and condition (Sub-system 6)".
- BVD (Brand-Verhütungs-Dienst für Industrie und Gewerbe) "Fire Risk Evaluation - Edition B/The Gretener Fire Risk Quantification Method". Draft December 1979, Zürich 1980.
- Bukowski, R. W., Peacock, R. D., Jones, W. W., Forney, C. L. "Technical Reference Guide for the HAZARD I Fire Hazard Assessment Method. NIST Handbook 146, Vol. II. National Institute for Standards and Technology, Gaithersburg, 1989.
- Caciolai, M., La Mendola, S., Longobardo, G., Tomaselli, S. "La resistenza al fuoco delle opere da costruzione. Metodi a confronto nel nuovo quadro normativo", Convegno Scientifico Nazionale "Sicurezza nei sistemi complessi" – Bari, 16 – 17 – 18 Ottobre 2007.
- Cadorin, J.F., Pintea, D., Franssen, J.M., "The Design Fire Tool OZone V2.0 – Theoretical description and validation on experimental fire tests", University of Liege, Belgium
- Calgaro, J.-A., Gulvanessian, H. "Management of reliability and risk in the Eurocode system", 2001.
- CFPA-E No 4:2010 F "Introduction to qualitative fire risk assessment".
- Cirillo, F.: "Progetto di sistemi meccanici", McGraw-Hill.
- D'Addato, M., et Al. "Studio degli incendi di grande rilevanza verificatisi nelle scuole, centri commerciali, attività alberghiere e di pubblico spettacolo finalizzato

all'individuazione delle cause e degli effetti prodotti", gruppo di lavoro nominato con decreto n. 142 / 26101 del 25/08/2001, Corpo Nazionale dei Vigili del Fuoco.

- D'Addato, M., "Raffronto tra lo studio degli incendi di grande rilevanza, verificatisi nelle scuole, centri commerciali, attività alberghiere e di pubblico spettacolo in Italia con le statistiche inglesi del "Home Office" Anno 1990-1999", Istituto Superiore Antincendi, Seminario sul comportamento al fuoco degli impianti elettrici, 2003.
- D'Angelo, C., La Mendola, S., Cristini, B.: "Simulazione numerico-sperimentale della combustione di un mobile in materiale termoplastico nell'ambito dell'attività investigativa su un incendio di un grane magazzino", Convegno Scientifico Nazionale "Sicurezza nei Sistemi Complessi", Politecnico di Bari 14-15-16 ottobre 2009
- D'Angelo, C., La Mendola, S., Cristini, B.: "Numerical – experimental simulation of the combustion of a thermoplastic cabinet for the Fire Investigation on a super store arson", EAFS 2009, Glasgow.
- Decreto del Ministero delle Infrastrutture e dei Trasporti del 28 ottobre 2005 – Sicurezza nelle gallerie ferroviarie.
- Decreto del Ministero dell'Interno 26 agosto 1992: "Norme di prevenzione incendi per l'edilizia scolastica".
- Decreto del Ministero dell'Interno 4 maggio 1998: "Disposizioni relative alle modalità di presentazione ed al contenuto delle domande per l'avvio dei procedimenti di prevenzione incendi, nonché all'uniformità dei connessi servizi resi dai Comandi provinciali dei vigili del fuoco".
- Decreto del Ministero dell'interno 9 maggio 2007: "Direttive per l'attuazione dell'approccio ingegneristico alla sicurezza antincendio".
- Decreto del Ministero delle infrastrutture 14 gennaio 2008 "Approvazione delle nuove norme tecniche per le costruzioni".
- Decreto legislativo n. 264 del 5 ottobre 2006, che implementa la direttiva 2004/54/CE in materia di sicurezza per le gallerie della rete stradale transeuropea.
- D.P.R. 12 gennaio 1998, N. 37: "Regolamento recante disciplina dei procedimenti relativi alla prevenzione incendi a norma dell'articolo 20, comma 8 della legge 15 marzo 1997, n. 59"
- D.P.R. 1 agosto 2011, n. 151: "Regolamento recante disciplina dei procedimenti relativi alla prevenzione incendi, a norma dell'articolo 49 comma 4-quater, decreto-

legge 31 maggio 2010, n. 78, convertito con modificazioni, dalla legge 30 luglio 2010, n. 122.”;

- Direzione Centrale per la Prevenzione e la Sicurezza Tecnica, Area Protezione Passiva, Attività di studio Anno 2007. Progetto n. 14, “Procedimento analitico per la determinazione della resistenza al fuoco di murature portanti”, D.V.D M. Caciolai (Coordinatore), D.V.D. P. Castelli, D. S. La Mendola
- Direttiva 89/391/CEE del Consiglio, del 12 giugno 1989, concernente l’attuazione di misure volte a promuovere il miglioramento della sicurezza e della salute dei lavoratori durante il lavoro.
- Drysdale, D., “An introduction to Fire Dynamics”, Second Edition, JWS.
- Faber, M. H., Kubler, O. e Koehler, J.: “Tutorial for the JCSS Code Calibration Program CodeCal”, Swiss Federal Institute of Technology, Institute of Structural Engineering, Group on Risk and Safety, 2003
- Fire statistics – United Kingdom 2008, communities and local government.
- Fitzgerald, R.W., 1986. “Risk Analysis Using the Engineering Method For Building Firesafety”, Fire Safety Science 1.
- Frantzich, H. “Uncertainty and Risk Analysis in Fire Safety Engineering”, Lund University, Sweden institute of technology department of fire safety engineering.
- Galvagni, R. “Problemi decisionali e logica dell’incerto”, Scuola di Specializzazione in Sicurezza e Protezione Industriale, Università degli Studi “La Sapienza”, Facoltà di Ingegneria.
- Guarascio, M., La Mendola, S., Sciarra, G.: “Analisi di scenario per la valutazione quantitativa del rischio nella progettazione strutturale antincendio”, Handling Exceptions in Structural Engineering: Robustezza Strutturale, Scenari Accidentali, Complessità di Progetto, Roma, 13 – 14 novembre 2008.
- Guarascio, M., Lombardi, M., Rossi, G., Sciarra, G., La Mendola, S.: “Analisi di Rischio Quantitativa Probabilizzata per le gallerie stradali secondo le Linee Guida ANAS, Convegno Scientifico Nazionale “Sicurezza nei Sistemi Complessi”, Politecnico di Bari 14-15-16 ottobre 2009.
- Guidelines for Chemical Process Quantitative Risk Analysis (2nd Edition), Center for Chemical Process Safety, 2000.

- Gulvanessian, H., Calgaro, J.-A., Holický, M.: "Guida all'Eurocodice. Criteri generali di progettazione strutturale: EN 1990", EPC Libri.
- Gulvanessian, H., Holickỳ, M.: "Eurocodes: using reliability analysis to combine action effects", ICE proceedings of the Institution of Civil Engineers.
- IEC 60300-3-9:1995 "Dependability management – Part 3: Application guide – Section 9: Risk analysis of technological systems".
- Implementation of Eurocodes – Handbook 1: "Basis of structural design – Guide to Interpretative Documents for Essential Requirements, to EN 1990 and to application and use of Eurocodes", Leonardo da Vinci pilot project CZ/02/B/F/PP-134007.
- Implementation of Eurocodes – Handbook 2: "Reliability backgrounds – Guide to the basis of structural reliability and risk engineering related to Eurocodes, supplemented by practical examples", Leonardo da Vinci pilot project CZ/02/B/F/PP-134007.
- Implementation of Eurocodes – Handbook 5: "Design of buildings for the fire situation", Leonardo da Vinci pilot project CZ/02/B/F/PP-134007.
- ISO 13571:2007 "Life-threatening components of fire – Guidelines for the estimation of time available for escape using fire data".
- ISO/CD 13387 "Fire safety engineering".
- ISO/DIS 23932-rev 2c: "Fire safety engineering – General principles"
- ISO/TS 16732:2004(E) "Fire Safety Engineering – Guidance on fire risk assessment".
- ISO/TS 16733:2005(E) "Fire Safety Engineering – Selection of design fire scenarios and design fires".
- JCSS, Background documents on risk assessment in engineering, Document #3, Risk Acceptance Criteria.
- JCSS, Probabilistic Model Code – Part 1, Basis of design;
- JCSS, Probabilistic Model Code – Part 2, Load models;
- JCSS, Probabilistic Model Code – Part 3, Material properties;
- Kaplan, S., Garrick, B.J. On the quantitative definition of risk. *Risk analysis, Vol. 1,* No. 1, 1981.

- Korhonen, T., Hostikka, S., "Fire Dynamics Simulator with Evacuation: FDS + Evac. Technical Reference and User's Guide", VTT, Technical Research Centre of Finland
- Lettera Circolare n. P414/4122 sott. 55: "D.M. 9 marzo 2007, prestazioni di resistenza al fuoco delle costruzioni nelle attività soggette al controllo del CNVVF. Chiarimenti ed indirizzi applicativi.
- Lettera Circolare n. 4921 del 17 luglio 2007: "Direttive per l'attuazione dell'approccio ingegneristico alla sicurezza antincendio – D.M. 9 maggio 2007 – Primi indirizzi applicativi.
- Lettera Circolare n. 13061 del 06/10/2011 "Nuovo regolamento di prevenzione incendi – D.P.R. 1 agosto 2011, n. 151: "Regolamento recante disciplina dei procedimenti relativi alla prevenzione incendi, a norma dell'articolo 49 comma 4-quater, decreto-legge 31 maggio 2010, n. 78, convertito con modificazioni, dalla legge 30 luglio 2010, n. 122.". Primi indirizzi applicativi".
- Lombardi, M.: "Modelli di rischio e gestione della sicurezza nelle gallerie stradali e ferroviarie", tesi di dottorato in Ingegneria Dei Materiali E Delle Materie Prime, XXI ciclo, Università "Sapienza", Roma.
- Marsella, S.: "Introduzione alla analisi di rischio. Dispensa ad uso interno per i corsi di Ingegneria Antincendio del Corpo Nazionale dei Vigili del Fuoco", settembre 2010.
- Marsella, S., Nassi, L.: "L'ingegneria della sicurezza antincendio e il processo prestazionale – introduzione alla Fire Safety Engineering ed esempi applicativi", Antincendio quaderni per la progettazione, EPC libri.
- Mazziotti, L., Paduano, G., La Mendola, S.: "Reazione e Resistenza al Fuoco", EPC libri.
- Mazziotti, L., Caciolai, M., La Mendola, S.: "La sicurezza antincendio delle facciate degli edifici civili", Convegno Scientifico Nazionale "Sicurezza nei Sistemi Complessi", Politecnico di Bari 14-15-16 ottobre 2009.
- Mazziotti, L., Caciolai, M., La Mendola, S.: "Procedimento analitico per la determinazione della resistenza al fuoco di murature portanti", Convegno VGR, Pisa 2008.

- McGrattan, K., McDermott, R., Hostikka, S., Floyd, J.: “Fire Dynamics Simulator (Version 5). User’s Guide, Nist – National Institute of Standards and Technology, U.S. Department of Commerce
- Melchers, R. E., “Structural reliability – analysis and prediction”, JWS
- NUREG-0492 Fault tree handbook, U.S. Nuclear regulatory commission, 1981.
- NUREG-1521 Technical Review of Risk-Informed, Performance-Based Methods for Nuclear Power Plant Fire Protection Analyses, U.S. Nuclear Regulatory commission, 1998.
- PIARC Technical committee C3.3 Road tunnel operation “Risk analysis for road tunnels”, 2008.
- Ponticelli, L., Caciolai, M.: “La resistenza al fuoco delle costruzioni – sua determinazione e sistemi di protezione passiva contro il fuoco”, UTET.
- Purkiss, J.-A. “Fire Safety Engineering – Design of structures”, 2nd edition, BH.
- SFPE Handbook of Fire Protection Engineering, Third Edition, National Fire Protection Association.
- “The Handbook of Tunnel Fire Safety”, Edited by A. Beard and R. Carvel, Thomas telford, 2005.
- Tillander, K., “Utilisation of Statistics to assess fire risk in buildings”, VTT, 2004.
- Thunderhead Engineering, PyroSim User Manual
- UNI EN 1990:2006: “Eurocodice – Criteri generali di progettazione strutturale”.
- UNI EN 1991-1-1:2004: “Eurocodice 1 – Azioni sulle strutture – Parte 1-1: Azioni in generale – Pesi per unità di volume, pesi propri e sovraccarichi per gli edifici”.
- UNI EN 1991-1-2:2004: “Eurocodice 1 – Azioni sulle strutture – Parte 1-2: Azioni in generale – Azioni sulle strutture esposte al fuoco”.
- UNI EN 1992-1-1:2005: “Eurocodice 2 – Progettazione delle strutture di calcestruzzo – Parte 1-1: Rgole generali e regole per gli edifici”.
- UNI EN 1992-1-2:2005: “Eurocodice 2 – Progettazione delle strutture di calcestruzzo – Parte 1-2: Regole generali – Progettazione strutturale contro l’incendio”.
- UNI EN 1993-1-1: 2005: “Eurocodice 3 – Progettazione delle strutture di acciaio – Parte 1-1: Regole generali e regole per gli edifici”.

- UNI EN 1993-1-2:2005: "Eurocodice 3 – Progettazione delle srtutture di acciaio – Parte 1-2: Regole generali – Progettazione strutturale contro l'incendio".
- UNI EN 1995-1-1:2009: "Eurocodice 5 – Progettazione delle strutture di legno – Parte 1-1: Regole generali – Regole comuni e regole per gli edifici"
- UNI EN 1995-1-2:2005: "Eurocodice 5 – Progettazione delle strutture di legno – Parte 1-2: Regole generali – progettazione strutturale contro l'incendio".
- UNI EN 1996-1-1:2006: "Eurocodice 6 – Progettazione delle strutture di muratura – Parte 1-1: Regole generali per strutture di muratura armata e non armata".
- UNI EN 1996-1-2:2005: "Eurocodice 6 – Progettazione delle strutture di muratura – Parte 1-2: Regole generali – Progettazione strutturale contro l'incendio".
- Vrouwenvelder: "The plastic behaviour and the calculation of beams and frames subject to bending", Technical University Delft, Faculty of Civil Engineering and Geosciences, 2003.
- World Fire Statistics, Information Bulletin of the World Fire Statistics Centre, 2011.

PARTE 3 – APPENDICI

Appendice A Linea guida sugli scenari di incendio di progetto

LINEA GUIDA SUGLI SCENARI DI INCENDIO DI PROGETTO NELL'AMBITO DELL'APPLICAZIONE DELLE PROCEDURE DELL'APPROCCIO INGEGNERISTICO ALLA PREVENZIONE INCENDI

1 Scopo e procedura

La presente linea guida descrive la procedura di *identificazione*, *selezione* e *quantificazione* degli *scenari di incendio di progetto* che sono impiegati nell'analisi quantitativa da parte del *progettista antincendio* che si avvale dell'approccio ingegneristico previsto dal DM 9/5/2007.
Gli *scenari d'incendio* rappresentano la descrizione dettagliata degli eventi che possono ragionevolmente verificarsi in relazione a tre aspetti fondamentali:

- Caratteristiche dell'**incendio**.
- Caratteristiche dell'**edificio/attività**.
- Caratteristiche degli **occupanti**.

Nell'ambito del processo di progettazione prestazionale, gli scenari d'incendio sono impiegati per verificare il soddisfacimento dei livelli di prestazione da parte delle soluzioni progettuali.
La documentazione della procedura di *identificazione*, *selezione* e *quantificazione* degli *scenari di incendio di progetto* deve essere conforme alle indicazioni di questa linea guida, per consentire l'oggettiva valutazione del progetto da parte delle competenti strutture dei Vigili del fuoco.
Tale procedura consiste nei seguenti passi:

1. **Identificare** i possibili *scenari d'incendio* che possono svilupparsi nell'attività.
2. **Selezionare** gli *scenari d'incendio di progetto* tra tutti i possibili scenari d'incendio identificati.
3. **Descrivere quantitativamente** gli scenari d'incendio di progetto selezionati, attraverso la definizione delle curve di rilascio termico adottate per la descrizione dell'incendio e degli effetti da esso prodotti, l'indicazione dei criteri seguiti per la loro costruzione, le caratteristiche dell'ambiente in cui esso si sviluppa, tenendo conto del possibile funzionamento degli impianti e del comportamento degli occupanti.

È opportuno che l'intero processo di identificazione, selezione e quantificazione degli scenari sia *preventivamente* concordato tra le parti coinvolte nella realizzazione dell'attività ed i Vigili del fuoco, perché la validità dell'intera analisi prestazionale dipende dalla corretta iniziale definizione degli scenari d'incendio.

2 Identificare i possibili scenari d'incendio

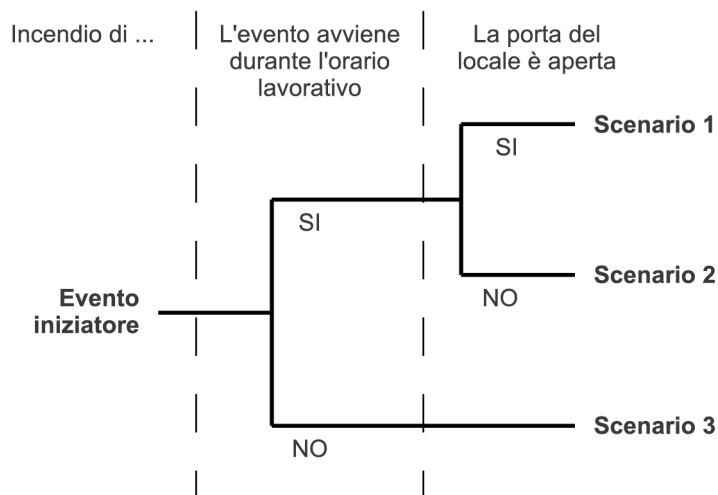
Il primo passo della procedura consiste nell'*identificare tutti i possibili scenari d'incendio* che possono svilupparsi durante la vita utile dell'attività. In relazione a ciò si devono considerare *tutte le condizioni di esercizio* ragionevolmente prevedibili, ad esempio: allestimenti temporanei, diverse configurazioni spaziali dei materiali combustibili, modifica delle vie d'esodo e dell'affollamento.

Per individuare gli scenari d'incendio, il progettista deve sviluppare uno specifico *albero degli eventi* a partire da ogni evento iniziatore pertinente e credibile. Il processo può essere svolto in maniera *qualitativa,* oppure in maniera *quantitativa* se sono disponibili dati statistici desunti da fonti autorevoli e condivise.
Ogni scenario d'incendio identificato deve essere compiutamente ed univocamente descritto in relazione ai suoi tre aspetti fondamentali: le caratteristiche dell'incendio, le caratteristiche dell'edificio/attività e le caratteristiche degli occupanti.
Dal punto di vista metodologico, in aggiunta alle indicazioni contenute nel DM 4/5/98 e DM 10/3/98, a titolo esemplificativo e non esaustivo, i seguenti documenti forniscono un'utile guida al progettista:

- ISO/TS 16732 *"Fire safety engineering - Guidance on fire risk assessment".*
- NFPA 551 *"Guide for the evaluation of fire risk assessment".*

In particolare, la ISO/TS 16732 descrive l'applicazione alla valutazione del rischio di incendio delle metodologie proprie dell'analisi di rischio, come l'*albero dei guasti* e l'*albero degli eventi*.
In ogni caso, il progettista deve specificare se lo scenario d'incendio ipotizzato sia relativo ad una condizione di *pre-flashover*, poiché si intende in particolar modo valutare le condizioni di sicurezza delle persone, oppure ad una condizione di *post-flashover* in quanto si vuole verificare la sicurezza strutturale mediante l'utilizzo delle curve d'incendio naturali.
Nella fase di identificazione degli scenari, il progettista deve tenere conto degli incendi che hanno interessato edifici o attività simili a quella in esame e deve descrivere:

- **Evento iniziatore** caratterizzato da un focolaio di incendio e dalle condizioni dell'ambiente circostante, secondo quanto indicato nella lettera circolare *"Linee guida per l'approvazione dei progetti"* del 31 marzo 2008.
- **Propagazione** dell'incendio e dei prodotti della combustione.
- **Azione degli impianti** tecnologici e di protezione attiva contro l'incendio.
- Azioni eseguite dai componenti della **squadra aziendale** dedicata alla lotta antincendio presenti nell'ambiente.
- Distribuzione e comportamento degli **occupanti**.

Deve essere descritta tutta la sequenza di evoluzione dell'incendio, a partire dall'evento iniziatore per un intervallo di tempo che dipende dagli obiettivi di sicurezza da raggiungere, come la sicurezza delle persone o la verifica della capacità portante delle strutture.
Si riporta di seguito un esempio di albero degli eventi *qualitativo* a scopo puramente esemplificativo:

3 Selezionare gli scenari d'incendio di progetto

Nel primo passo della procedura è stato individuato un elevato numero di scenari d'incendio possibili nell'attività. Lo scopo di questo secondo passo della procedura consiste nel ridurre il numero degli scenari d'incendio al minimo numero ragionevole, al fine di alleggerire il successivo lavoro di verifica delle soluzioni progettuali.

Il progettista seleziona gli *scenari di incendio* ed estrae il sottoinsieme degli *scenari d'incendio di progetto*, esplicitando nella documentazione i motivi che portano ad escluderne alcuni dalla successiva analisi quantitativa, facendo riferimento agli alberi degli eventi già sviluppati nel precedente passo.

Gli *scenari d'incendio di progetto* così selezionati rappresentano per l'attività un livello di rischio d'incendio non inferiore a quello compiutamente descritto dall'insieme di tutti gli *scenari d'incendio.* Quindi le soluzioni progettuali, rispettose dei livelli di prestazione richiesti nell'ambito degli *scenari d'incendio di progetto*, garantiscono lo stesso grado di sicurezza anche nei confronti di tutti gli altri *scenari d'incendio*.

Il progettista seleziona gli scenari di incendio in modo da evitare che siano scelti scenari *poco probabili* o che non siano selezionati quelli credibili *più gravi*. Inoltre la selezione degli scenari d’incendio è fortemente influenzata dall’obiettivo che il progettista intende raggiungere; ad esempio, se si intende principalmente perseguire la sicurezza delle persone durante la fase di esodo:

- Un incendio di breve durata e con crescita veloce, che è accompagnato da elevata produzione di fumo e gas di combustione (ad esempio, l’incendio di un mobile imbottito), risulta generalmente più critico di uno che rilascia maggiore potenza termica, ma che ha una crescita lenta e dura più a lungo, anche se quest’ultimo sollecita termicamente in modo più severo gli elementi costruttivi presenti.
- Un incendio di limitate dimensioni, che però si sviluppa in prossimità delle vie di esodo di un locale ad alta densità di affollamento, può risultare più pericoloso di uno che emette una maggiore potenza termica, ma che si origina in un ambiente confinato e che si trova lontano dalle zone dove è prevista la presenza di pubblico.

A titolo esemplificativo e non esaustivo, i seguenti documenti forniscono un’utile guida al progettista:

- ISO/TS 16733 *“Fire safety engineering - Selection of design fire scenarios and design fires”*.
- NFPA 101 *“Life Safety Code”*.

4 Descrivere quantitativamente gli scenari d'incendio di progetto.

Terminata la selezione degli scenari d'incendio di progetto, il progettista si occupa della *descrizione quantitativa* di ciascuno di essi.
Il progettista traduce la descrizione qualitativa degli scenari d'incendio di progetto, già elaborata nel primo passo, in dati numerici di input appropriati per la metodologia di calcolo scelta per la verifica delle ipotesi progettuali.
In relazione alle finalità dell'analisi, il progettista specifica i dati di input per edificio/attività, occupanti ed incendio, dettagliatamente elencati nei prossimi paragrafi.

4.1 Edificio/Attività

Le caratteristiche dell'edificio/attività influenzano l'evacuazione degli occupanti, lo sviluppo dell'incendio e la diffusione dei prodotti della combustione. La descrizione quantitativa dell'edificio/attività deve comprendere almeno i seguenti elementi:

- Caratteristiche architettoniche e strutturali:
  - localizzazione e geometria dell'edificio, dimensioni e distribuzione degli ambienti interni;
  - descrizione strutturale, caratteristiche dei relativi elementi costruttivi portanti e separanti;
  - materiali non strutturali, di finitura e relative caratteristiche di reazione al fuoco;
  - sistema di vie d'esodo: dimensioni, distribuzione e uscite di sicurezza;
  - dimensione, localizzazione e stato di apertura/chiusura/rottura efficace delle aperture di ventilazione di progetto e potenziali, come porte, finestre, lucernai, superfici vetrate;
  - barriere di progetto e potenziali che influenzano il movimento dei prodotti della combustione.
- Impiantistica:
  - sistemi di protezione attiva antincendio;
  - impianti di rivelazione, di segnalazione e di allarme incendio;
  - impianti tecnologici al servizio dell'edificio/attività, come gli impianti di condizionamento, di distribuzione o di processo.
- Aspetti gestionali ed operativi:
  - destinazione d'uso dell'edificio e processo produttivo che vi si svolge;
  - organizzazione dell'attività ospitata;
  - eventuali azioni, previste nel piano di emergenza, attuate dai componenti della squadra aziendale dedicata alla lotta antincendio, in grado di alterare la propagazione dei prodotti della combustione. Ad esempio: la chiusura di porte e l'attivazione manuale di sistemi di allarme possono influire sullo sviluppo dell'incendio e sull'esodo degli occupanti.
- Fattori ambientali che influenzano le prestazioni antincendio dell'edificio/attività. Ad esempio: temperature esterne, ventosità dell'area, livello di rumore che ha impatto sulla

percezione dell'allarme.

4.2 Occupanti

Il progettista descrive dettagliatamente le caratteristiche della popolazione ospitata nell'edificio/attività, che possono influenzare il comportamento e la risposta nei confronti dell'incendio.
In particolare, la descrizione deve tener conto almeno dei seguenti aspetti ove rilevanti ai fini della tipologia dell'analisi:

- Affollamento complessivo e distribuzione degli occupanti negli ambienti dell'edificio/attività.
- Tipologia degli occupanti, come lavoratori, visitatori occasionali, anziani, bambini, malati, persone diversamente abili.
- Familiarità degli occupanti con l'edificio/attività e con il sistema di vie d'esodo.
- Stato di veglia/sonno degli occupanti.
- Logica d'evacuazione ed interferenze.

4.3 Incendio

La descrizione dell'incendio consiste nella caratterizzazione quantitativa del focolaio, in quanto sorgente di *energia* e di *prodotti della combustione*, secondo i seguenti parametri ove rilevanti ai fini della tipologia dell'analisi:

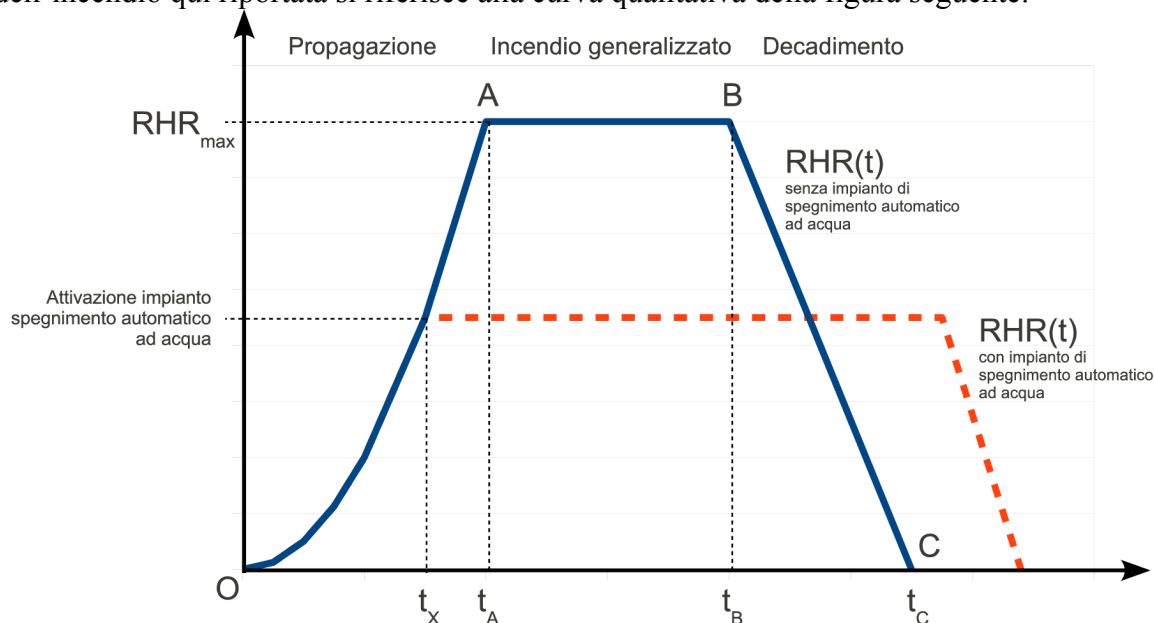
- Tipologia di focolaio: covante o con fiamma.
- Quantità, qualità e distribuzione spaziale del materiale combustibile; fonti d'innesco.
- Curva RHR, *rate of heat released*, potenza termica prodotta dall'incendio al variare del tempo RHR(t).
- Variazione nel tempo della generazione dei prodotti della combustione.

La caratterizzazione quantitativa dell'incendio può essere realizzata impiegando dati sperimentali ottenuti da misura diretta in laboratorio, oppure usando dati pubblicati da fonti autorevoli e condivise. Il progettista *cita sempre* con precisione tali fonti e *verifica la corrispondenza* del campione di prova sperimentale (quantità, composizione, geometria e modalità di prova) a quello previsto nello scenario di incendio di progetto, utilizzando un approccio ragionevolmente conservativo.
Ai fini della valutazione della curva RHR, il progettista può impiegare delle *metodologie di stima*. A titolo esemplificativo e non esaustivo, i seguenti documenti forniscono una utile guida in tal senso:

- Eurocodice 1, UNI EN 1991-1-2:2004 Parte 1-2: Azioni in generale – Azioni sulle strutture esposte al fuoco.
- NFPA 92B *"Smoke management systems in malls, atria, and large areas"*.
- NFPA 555 *"Guide on methods for evaluating potential for room flash over"*.

Nei seguenti paragrafi si descrivono alcune delle metodologie di stima proposte nei documenti citati poco sopra.

4.3.1 Stima della curva RHR per la verifica della capacità portante delle costruzioni

In questo paragrafo viene descritto una possibile metodologia di stima della curva RHR impiegabile per la valutazione della capacità portante delle costruzioni. Essa può essere utilizzato quando, ai sensi del DM 9 marzo 2007, si intendono costruire le curve naturali con un modello di incendio numerico avanzato. La definizione quantitativa delle varie fasi dell'incendio qui riportata si riferisce alla curva qualitativa della figura seguente:

Fase di propagazione dell'incendio

Durante la fase di propagazione, la potenza termica rilasciata dall'incendio in [kW] al variare del tempo RHR(t) può essere rappresentata da:

$$RHR(t) = 1000 \left(\frac{t}{t_\alpha}\right)^2 \quad \text{per } t \le t_A$$

con:

- t tempo in [s].
- t_α tempo necessario in [s] affinché la potenza termica rilasciata raggiunga il valore di 1000 kW. I valori di t_α per alcune attività possono essere tratti dalla tabella già riportata al punto 3.4 della lettera circolare *"Linee guida per l'approvazione dei progetti"* del 31 marzo 2008.

Nella maggioranza dei casi l'energia termica presente nel compartimento antincendio è sufficiente a produrre la condizione di *flashover* e si ipotizza che, anche dopo il flashover, la curva cresca con andamento ancora proporzionale a t^2 fino al tempo t_A che corrisponde alla massima potenza RHR_{max} rilasciata dall'incendio.

Effetto di impianti di spegnimento automatico

Se nell'attività sono previsti impianti di spegnimento automatico *ad acqua* realizzati a regola d'arte, l'andamento della potenza termica rilasciata RHR(t) non raggiunge il valore massimo RHR_{max}, ma rimane costante e pari al valore di RHR(t) che era stato raggiunto all'istante t_X di entrata in funzione dell'impianto di spegnimento automatico ad acqua e per

un intervallo di tempo pari alla durata di alimentazione prevista dalla norma di riferimento dell'impianto, entro cui si presume che l'incendio controllato venga definitivamente estinto mediante l'intervento manuale.
A differenza dell'attivazione dell'impianto automatico ad acqua, l'intervento effettuato dalle *squadre antincendio* non può essere considerato ai fini della modifica dell'andamento della curva RHR(t).
Se nell'attività sono previsti impianti di spegnimento automatico *ad agenti estinguenti diversi dall'acqua*, il loro effetto sulla variazione della curva RHR(t) deve essere valutato caso per caso in relazione alla loro efficacia ed all'affidabilità di funzionamento.

Fase dell'incendio generalizzato

Se nell'attività non sono previsti impianti di spegnimento automatico, si suppone che dal tempo t_A fino a t_B la potenza termica prodotta dall'incendio si stabilizzi al valore massimo RHR_{max}:

$$RHR(t) = RHR_{max} \quad \text{per } t_A \le t \le t_B$$

Se l'incendio risulta *controllato dal combustibile*, come accade *all'aperto* o in edifici con *elevata superficie di ventilazione*, il valore di RHR_{max} in [kW] può essere fornito dalla seguente espressione:

$$RHR_{max} = RHR_f \, A_f$$

con:

- RHR_f valore della potenza termica massima rilasciata per unità di superficie in pianta in [kW/m^2]. I valori di RHR_f per alcune attività possono essere tratti dalla tabella già riportata al punto 3.4 della lettera circolare *"Linee guida per l'approvazione dei progetti"* del 31 marzo 2008.
- A_f area della superficie in pianta lorda del compartimento in caso di distribuzione uniforme del carico d'incendio, oppure area effettivamente occupata dal combustibile in caso di distribuzione non uniforme in [m^2].

Se lo sviluppo dell'incendio risulta *limitato dal valore della superficie di ventilazione*, come generalmente si verifica in edifici con superficie di *ventilazione ordinaria*, allora il valore di RHR_{max} deve essere ridotto in conseguenza della quantità di comburente disponibile.
In tal caso, se le pareti del compartimento presentano *solo aperture verticali*, è possibile determinare il valore di RHR_{max} ridotto tramite la seguente espressione semplificata:

$$RHR_{max} = 0{,}10 \, m \, H_u \, A_v \sqrt{h_{eq}}$$

con:

- m fattore di partecipazione alla combustione di cui al punto 2 dell'allegato al DM 9 marzo 2007.
- H_u potere calorifico inferiore del legno pari a 17500 kJ/kg.
- A_v area totale delle *aperture verticali* su tutte le pareti del compartimento in [m^2].

L'altezza equivalente delle aperture verticali h_{eq} in [m] si calcola con la seguente relazione:

$$h_{eq} = \frac{\sum_i A_{v,i} h_i}{\sum_i A_{v,i}}$$

con:

- $A_{v,i}$ area dell'apertura verticale i-esima in [m^2].
- h_i altezza dell'apertura verticale i-esima in [m].

Se invece le pareti del compartimento presentano anche *aperture orizzontali*, ad esempio evacuatori di fumo e calore, l'eventuale riduzione del valore di RHR_{max} deve essere valutata con modelli più sofisticati, come i modelli di campo di simulazione dell'incendio. Ad esempio:

1. Il progettista impone al focolare simulato la generazione di *gas di pirolisi* in quantità idonea a rilasciare per combustione ideale la stessa potenza termica della curva RHR(t) stimata per l'ipotetico incendio controllato dal combustibile.
2. Il modello di campo simula la *parziale combustione* dei gas di pirolisi, e dunque la riduzione dell'RHR_{max}, in relazione alla locale disponibilità effettiva di comburente dipendente dalle aperture orizzontali e verticali del compartimento.
3. Il progettista deve giustificare *dettagliatamente* la scelta del *modello di combustione* e delle *condizioni al contorno* impiegate nella simulazione fluidodinamica.

Stabilito il valore di RHR_{max}, con la seguente espressione si calcola il tempo t_A espresso in [s] di inizio della fase di incendio generalizzato:

$$t_A = \sqrt{RHR_{max} \cdot \frac{t_\alpha^2}{1000}}$$

La fase di incendio generalizzato termina quando il 70% dell'*energia termica inizialmente disponibile* $q_{f,d} \cdot A_f$ è stata rilasciata. Tale energia è valutata conformemente alle indicazioni contenute nel DM 9 marzo 2007, tenendo conto dei chiarimenti forniti nella lettera circolare *"Linee guida per l'approvazione dei progetti"* del 31 marzo 2008 al punto 3.4 e nella lettera circolare del 28 marzo 2008.
Se l'energia termica inizialmente disponibile è *sufficiente* affinché l'incendio superi la fase di propagazione e raggiunga la potenza massima RHR_{max}, cioè:

$$70\% \; q_{f,d} A_f \geq \frac{1}{3} \frac{1000}{t_\alpha^2} t_A^3$$

allora il tempo t_B di fine della fase di incendio generalizzato in [s] si calcola con la seguente espressione:

$$t_B = t_A + \frac{70\% \; q_{f,d} A_f - \frac{1}{3} \frac{1000}{t_\alpha^2} t_A^3}{RHR_{max}}$$

con:

- $q_{f,d}$ carico di incendio specifico di progetto in [kJ/m^2].

Fase di decadimento

Il tempo t_C in [s], trascorso il quale la potenza termica rilasciata dall'incendio si annulla, si calcola con la seguente espressione:

$$t_C = t_B + \frac{2 \cdot 30\% \; q_{f,d} A_f}{RHR_{max}}$$

Durante la fase di decadimento l'andamento della potenza prodotta dall'incendio è quindi:

$$RHR(t) = RHR_{max} \frac{t_C - t}{t_C - t_B} \quad \text{per } t_B \leq t \leq t_C$$

4.3.2 Stima della curva RHR per la progettazione dell'esodo

Quando la finalità della progettazione prestazionale è la *sicurezza delle persone* nella fase di esodo, il progettista deve studiare l'incendio per un intervallo di tempo almeno pari al tempo complessivamente necessario affinché l'ultimo occupante dell'attività abbia raggiunto un luogo sicuro.

La definizione della fase di propagazione della curva RHR(t) basata esclusivamente sul tempo caratteristico t_{α}, come mostrata nei precedenti paragrafi, potrebbe non essere rappresentativa della reale evoluzione dell'incendio durante la fase di propagazione.
In tal caso, specie negli edifici civili, si rende pertanto necessaria una più dettagliata definizione della curva di crescita dell'incendio, con particolare attenzione alla propagazione dell'incendio e dei prodotti della combustione, che rappresentano i fenomeni di maggiore interesse per i problemi di *sicurezza delle persone*.
Il progettista deve pertanto valutare le possibilità che l'incendio si propaghi dagli oggetti già coinvolti dalle fiamme ad altri elementi combustibili, per mezzo di un'appropriata valutazione del rischio di incendio. Tale valutazione deve essere giustificata durante l'analisi quantitativa.
Un esempio di tale approccio è chiaramente affrontato nelle NFPA 92B e NFPA 555. Questi documenti riportano alcune correlazioni impiegabili per verificare se, nelle prime fasi di sviluppo di un incendio, la potenza termica rilasciata da un oggetto incendiato possa provocare la propagazione dell'incendio ad altri oggetti per effetto dell'irraggiamento termico, in relazione alla tipologia dei materiali ed alla distanza che li separa dagli oggetti già innescati.
La curva RHR può essere così ricostruita nel seguente modo:

- Ipotizzare il materiale combustibile iniziatore dell'incendio.
- Valutare la sequenza con la quale i diversi elementi combustibili presenti nell'ambiente vengono coinvolti dalla propagazione dell'incendio.
- Calcolare la curva RHR(t) complessiva, per somma dei contributi nel tempo dei singoli oggetti. Le curve RHR(t) di molte tipologie di oggetti combustibili presenti negli edifici civili possono essere facilmente reperite in letteratura.

Come già indicato nella lettera circolare "*Linee guida per l'approvazione dei progetti*" del 31 marzo 2008, il progettista può avvalersi dei rsultati restituiti da modelli di calcolo adeguatamente validati (ad esempio FDS+EVAC) per condurre la valutazione delle condizioni di sicurezza delle persona durante l'esodo.

Come già indicato nella lettera circolare *"Linee guida per l'approvazione dei progetti"* del 31 marzo 2008, il progettista può avvalersi dei risultati restituiti da modelli di calcolo adeguatamente validati (ad esempio FDS+EVAC) per condurre la valutazione delle condizioni di sicurezza delle persone durante l'esodo.

Laterizio (CLAY)

Dati di campionatura:

Committente: ANDIL Assolaterizi

Azienda produttrice: Fornaci Giuliane S.p.A.

Materiale: Argilla cotta

Dimensioni cilindri: diametro = 110 mm

altezza = 220 mm (da rettificare a 200 mm)

Peso iniziale: 2.8 kg a pezzo

Data di produzione: 15 luglio 2008

Data di consegna: 5 agosto 2008 (primo lotto), 17 aprile 2009 (secondo lotto)

Luogo di produzione: Stabilimento di Cormons (GO)

Numero campioni: 50 campioni + 10 di scorta (primo lotto), 50 campioni (secondo lotto)

Condizioni di stoccaggio: temperatura ambiente

Nota: la rettifica è stata effettuata dal Laboratorio SIGMA S.r.L. (FI)

Diagrammi riassuntivi per tipologia di prova

Caratterizzazione Meccanica a Caldo - 100°C
400
350
300
250
200
150
100
50
0
N [kN]
0
0.5
1
1.5
2
2.5
3
δ
[mm]
CLAY-16
CLAY-40
CLAY-57
CLAY-71
CLAY-72
CLAY-75

Caratterizzazione Meccanica a Caldo - 200°C
350
300
250
200
150
100
50
0
N [kN]
0
1
2
3
δ
[mm]
CLAY-35
CLAY-47
CLAY-52
CLAY-17
CLAY-20
CLAY-98
CLAY-101
CLAY-103
CLAY-106
CLAY-107
CLAY-109

Caratterizzazione Meccanica a Caldo - 400°C
N
[kN]
δ
[mm]
0
50
100
150
200
250
300
350
400
0
0.5
1
1.5
2
2.5
3
3.5
4
4.5
5
CLAY-3
CLAY-15
CLAY-23
CLAY-25
CLAY-49
CLAY-64
CLAY-65
CLAY-66
CLAY-67
CLAY-68
CLAY-69
CLAY-59

Caratterizzazione Meccanica a Caldo - 500°C
N
[kN]
δ
[mm]
0
50
100
150
200
250
300
350
400
0
1
2
3
4
5
6
CLAY-5
CLAY-7
CLAY-32
CLAY-36
CLAY-38
CLAY-62
CLAY-99
CLAY-100
CLAY-102
CLAY-104
CLAY-105
CLAY-108

Caratterizzazione Meccanica a Caldo - 600°C
N [kN]
δ [mm]
CLAY-27
CLAY-30
CLAY-44
CLAY-50
CLAY-54
CLAY-56
CLAY-90
CLAY-91
CLAY-92
CLAY-93
CLAY-94
CLAY-95

Caratterizzazione Meccanica a Caldo - 700°C
N [kN]
δ [mm]
CLAY-4
CLAY-6
CLAY-10
CLAY-13
CLAY-45
CLAY-53
CLAY-82
CLAY-83
CLAY-84
CLAY-85
CLAY-86
CLAY-87

Carico assiale di rottura
[kN]
N
u
450
400
350
300
250
200
150
100
50
0
0
100
200
300
400
500
600
700
800
Temperatura
[°C]
Dati Sperimentali
Valori Medi

Accorciamento assiale a rottura
1.8
1.6
1.4
1.2
[mm]
1
δu
0.8
0.6
0.4
0.2
0
0
100
200
300
400
500
600
700
800
Temperatura
[°C]
Dati Sperimentali
Valori Medi

Carico assiale di rottura
Carico Ass. Rott. Adim
1.2
1
0.8
0.6
0.4
0.2
0
y = 8E-07x2 - 0.0005x + 0.9787
0
100
200
300
400
500
600
700
800
Temperatura [°C]
Serie1
Poli. (Serie1)

Punti di rottura
Sigma Adim.
1.2
1
0.8
0.6
0.4
0.2
0
600
700
20
500
100
400
200
0
1
2
3
4
5
6
Epsilon

CLAY 27

CLAY 23

CLAY 5 8

Calcestruzzo autoclavato aerato (AAC)

Dati di campionatura:

Committente: RDB

Azienda produttrice: RDB Hebel S.p.A. – Via Cervellina 11 – 29010 Pontenure (PC)

Materiale: Calcestruzzo Autoclavato Aerato

Massa volumica teorica: 530 kg/m^3 (a secco)

Dimensioni cilindri: Diametro = 110 mm

Altezza = 200mm

Data di produzione: 8 settembre 2008

Data di consegna: 25 settembre 2008

Luogo di produzione: Hebel S.p.A. – Via Cervellina 11 – 29010 Pontenure (PC)

Numero campioni: 44

Condizioni di stoccaggio: umidità relativa residua < 4% (in peso)

Diagrammi riassuntivi per tipologia di prova

Caratterizzazione Meccanica a Freddo
N
[kN]
45
40
35
30
25
20
15
10
5
0
0
0.5
1
1.5
2
2.5
3
3.5
4
δ
[mm]
AAC-31
AAC-38
AAC-39
AAC-40
AAC-41
AAC-42

Caratterizzazione Meccanica a Caldo - 100°C
N [kN]
δ [mm]
0
5
10
15
20
25
30
35
40
45
50
0
0.5
1
1.5
2
2.5
3
AAC-17
AAC-22
AAC-24

Caratterizzazione Meccanica a Caldo - 200°C
N [kN]
δ [mm]
0
10
20
30
40
50
60
0
1
2
3
AAC-3
AAC-1
AAC-2

Caratterizzazione Meccanica a Caldo - 400°C
N
[kN]
50
45
40
35
30
25
20
15
10
5
0
0
1
2
3
4
5
6
7
δ
[mm]
AAC-13
AAC-14
AAC-15
AAC-18
AAC-19
AAC-20

Caratterizzazione Meccanica a Caldo - 500°C
N [kN]
δ [mm]
AAC-4
AAC-5
AAC-6
AAC-7
AAC-8
AAC-10
0
5
10
15
20
25
30
35
40
45
50
0
0.5
1
1.5
2
2.5
3
3.5
4
4.5

Caratterizzazione Meccanica a Caldo - 600°C
N
[kN]
δ
[mm]
AAC-26
AAC-27
AAC-28
AAC-29
AAC-30
AAC-25

Caratterizzazione Meccanica a Caldo - 700°C
N
[kN]
δ
[mm]
AAC-16
AAC-23
AAC-33
AAC-37
AAC-43
AAC-44

Carico assiale di rottura
60
50
40
30
20
10
0
Nu
[kN]
0
100
200
300
400
500
600
700
800
Temperatura
[°C]
Dati Sperimentali
Valori Medi

Accorciamento assiale a rottura
1.8
1.6
1.4
1.2
1
0.8
0.6
0.4
0.2
0
δu
[mm]
0
100
200
300
400
500
600
700
800
Temperatura
[°C]
Dati Sperimentali
Valori Medi

Carico assiale di rottura
Carico Ass. Rott. Adim
1.4
1.2
1
0.8
0.6
0.4
0.2
0
0
100
200
300
400
500
600
700
800
Temperatura [°C]
y = -2E-06x2 + 0.0009x + 1.0016
Serie1
Poli. (Serie1)

Punti di rottura
Sigma
1.4
1.2
1
0.8
0.6
0.4
0.2
0
0
2
4
6
8
Epsilon
20
100
200
400
500
600
700

AAC 9

AAC 1

LBG

MINISTERO INTERNI
Cat. I N° 05224
dataTaker

AAC
5

38
38
AAC
38

40
40
AAC
40

Calcestruzzo alleggerito (LWC)

Dati di campionatura:

Committente: LecaSistemi

Azienda produttrice: LecaSistemi S.p.A., via Vittorio Veneto 57, 43045 Rubbiano di Solignano (PR) (per conto di ASSOBETON)

Materiale: Campione ricavato per carotatura da un blocco vibrocompresso in calcestruzzo alleggerito con argilla espansa

Massa volumica teorica: 1600 kg/m^3

Dimensioni cilindri: Diametro = 90 mm (circa)

Altezza = 180 mm (circa)

Data di produzione: 15 luglio 2008 (primo lotto), 23 marzo 2009 (secondo lotto)

Data di consegna: 31 ottobre 2008 (primo lotto), 19 maggio 2009 (secondo lotto)

Luogo di produzione: Rubbiano di Solignano (PR)

Numero campioni: 20 (primo lotto) + 20 (secondo lotto)

Condizioni di stoccaggio: in ambiente chiuso (laboratorio)

Diagrammi riassuntivi per tipologia di prova

Caratterizzazione Meccanica a Freddo
160
140
120
100
80
60
40
20
0
N
[kN]
0
0.5
1
1.5
2
2.5
3
δ
[mm]
LWC-1
LWC-2
LWC-3
LWC-4
LWC-5
LWC-6

Caratterizzazione Meccanica a Caldo - 200°C
120
100
80
60
40
20
0
N
[kN]
0
0.5
1
1.5
2
2.5
δ
[mm]
LWC-27
LWC-28
LWC-29
LWC-30
LWC-31
LWC-32

Caratterizzazione Meccanica a Caldo - 400°C
N
[kN]
140
120
100
80
60
40
20
0
0
0.5
1
1.5
2
2.5
3
3.5
4
4.5
δ
[mm]
LWC-7
LWC-8
LWC-9
LWC-10
LWC-11
LWC-12

Caratterizzazione Meccanica a Caldo - 500°C
N
[kN]
120
100
80
60
40
20
0
0
0.5
1
1.5
2
2.5
3
δ
[mm]
LWC-21
LWC-22
LWC-23
LWC-24
LWC-25
LWC-26

Caratterizzazione Meccanica a Caldo - 600°C
N
[kN]
100
90
80
70
60
50
40
30
20
10
0
0
0.5
1
1.5
2
2.5
3
3.5
4
δ
[mm]
LWC-13
LWC-14
LWC-15
LWC-16
LWC-19
LWC-20

Caratterizzazione Meccanica a Caldo - 700°C
N
[kN]
70
60
50
40
30
20
10
0
0
1
2
3
4
5
δ
[mm]
LWC-33
LWC-34
LWC-35
LWC-36
LWC-37
LWC-38

Carico assiale di rottura
Nu
[kN]
160
140
120
100
80
60
40
20
0
0
100
200
300
400
500
600
700
800
Temperatura
[°C]
Dati Sperimentali
Valori Medi

Accorciamento assiale a rottura
δu [mm]
1.8
1.6
1.4
1.2
1
0.8
0.6
0.4
0.2
0
0
100
200
300
400
500
600
700
800
Temperatura [°C]
Dati Sperimentali
Valori Medi

Carico assiale di rottura
Carico Ass. Rott. Adim
1.2
1
0.8
0.6
0.4
0.2
0
0
100
200
300
400
500
600
700
800
Temperatura [°C]
y = -1E-06x2 + 0.0002x + 0.9486
Serie1
Poli. (Serie1)

Punti di rottura
Sigma
1.2
1
0.8
0.6
0.4
0.2
0
0
2
4
6
8
10
Epsilon

LWC
7

LWC
8

LWC
12

5
LWC
5

LWC
14

LWC
16

LWC
19

LWC-LAP

Calcestruzzo alleggerito "Lapillo" (LWC-LAP)

Dati di campionatura:

Committente: Assobeton

Azienda produttrice: UNIBLOC S.r.l. Località Bellavista, 25 Casella Postale 275 53036 POGGIBONSI SIENA

Materiale: calcestruzzo alleggerito vibrocompresso con inerti tipo lapillo e argilla espansa

Massa volumica teorica: 1832 kg/m^3

Dimensioni cilindri: Diametro = 110 mm

Altezza = 184 mm

Data di produzione: 20 novembre 2008

Data di consegna: 11 marzo 2009

Luogo di produzione: UNIBLOC S.r.l. Località Bellavista, 25 Casella Postale 275 53036 POGGIBONSI SIENA

Numero campioni: 22

Condizioni di stoccaggio: in ambiente chiuso (laboratorio)

Diagrammi riassuntivi per tipologia di prova

Caratterizzazione Meccanica a Freddo
160
140
120
100
80
60
40
20
0
N
[kN]
0
0.5
1
1.5
2
2.5
3
3.5
δ
[mm]
LWC-1
LWC-2
LWC-3
LWC-7
LWC-8
LWC-9

Caratterizzazione Meccanica a Caldo - 400°C
140
120
100
80
60
40
20
0
N
[kN]
0
1
2
3
4
5
6
δ
[mm]
LWC-4
LWC-5
LWC-6
LWC-17
LWC-18
LWC-19

Caratterizzazione Meccanica a Caldo - 600°C
N
[kN]
120
100
80
60
40
20
0
0
0.5
1
1.5
2
2.5
3
3.5
4
δ
[mm]
LWC-10
LWC-11
LWC-12
LWC-13
LWC-14
LWC-16

Carico assiale di rottura

N_u [kN]

160
140
120
100
80
60
40
20
0

0 100 200 300 400 500 600 700 800

Temperatura [°C]

Dati Sperimentali
Valori Medi

Carico assiale di rottura vs Temperatura
1.2
1
0.8
0.6
0.4
0.2
0
Carico assiale rottura adim.
y = -0.0006x + 0.9988
0
100
200
300
400
500
600
700
Temperatura [°C]
Serie1
Lineare (Serie1)

Punti di rottura
1.2
1
0.8
0.6
0.4
0.2
0
Sigma
20
400
600
0
1
2
3
4
5
6
Epsilon

LWC
(Lap)
7

LWC
(Lap)
4

LWC (Lap) 8

LWC (Lap) 9

LWC (Lap) 18

LWC (Lap) 19

LWC (Lap)
19

LWC-FV

Calcestruzzo alleggerito "Facciavista"

Dati di campionatura:

Committente: Assobeton

Azienda produttrice: UNIBLOC S.r.l. Localita' Bellavista, 25 Casella Postale 275 53036 POGGIBONSI SIENA

Materiale: calcestruzzo alleggerito vibrocompresso con argilla espansa e aggregati ordinari

Massa volumica teorica: 2012 kg/m^3

Dimensioni cilindri: Diametro = 110 mm

Altezza = 188 mm

Data di produzione: 20 novembre 2008

Data di consegna: 11 marzo 2009

Luogo di produzione: UNIBLOC S.r.l. Localita' Bellavista, 25 Casella Postale 275 53036 POGGIBONSI SIENA

Numero campioni: 24

Condizioni di stoccaggio: in ambiente chiuso (laboratorio)

Diagrammi riassuntivi per tipologia di prova

Caratterizzazione Meccanica a Freddo
N
[kN]
300
250
200
150
100
50
0
0
0.5
1
1.5
2
2.5
3
3.5
δ
[mm]
LWC-1
LWC-2
LWC-3
LWC-7
LWC-8
LWC-9

Caratterizzazione Meccanica a Caldo - 400°C
N
[kN]
250
200
150
100
50
0
0
1
2
3
4
5
6
δ
[mm]
LWC-4
LWC-5
LWC-6
LWC-10
LWC-11
LWC-12

Caratterizzazione Meccanica a Caldo - 600°C
N
[kN]
δ
[mm]
LWC-16
LWC-17
LWC-18
LWC-19
LWC-20
LWC-21
250
200
150
100
50
0
0
1
2
3
4
5

Carico assiale di rottura
Nu
[kN]
Temperatura
[°C]
Dati Sperimentali
Valori Medi
300
250
200
150
100
50
0
0
100
200
300
400
500
600
700
800

Accorciamento assiale a rottura
1.4
1.2
1
0.8
0.6
0.4
0.2
0
δu [mm]
0
100
200
300
400
500
600
700
800
Temperatura [°C]
Dati Sperimentali
Valori Medi

Carico assiale di rottura
1.02
1
0.98
0.96
0.94
0.92
0.9
0.88
0.86
0.84
Carico rottura adim.
y = -0.0002x + 0.9916
0
100
200
300
400
500
600
700
Temperatura [°C]
Serie1
Lineare (Serie1)

Punti di rottura
Sigma adim
1.2
1
0.8
0.6
0.4
0.2
0
0
1
2
3
4
5
6
7
Epsilon

LWC (FV) 7

LWC (FV) 7

R·W·U
TESTING EQUIPMENT
LWC (FV) 16

LWC (FV) 16

LWC
(FV)
17

LWC
(FV)
18

LWC (FV) 20

LWC (FV) 21

Appendice C Fogli di calcolo Mathcad – Murature

1) Analisi strutture di muratura.xmcd

Durata della simulazione in secondi = 60 x tempo in minuti $T := 60 \cdot 360$

Spessore del muro, dalla progettazione a freddo $L := 0.3$

Given

$\rho_{20} := 1600$ Dal documento Lecasistemi del 27/10/2008

Temperatura al di sopra della quale si trascura la resistenza residua del materiale $\theta_2 := 400$

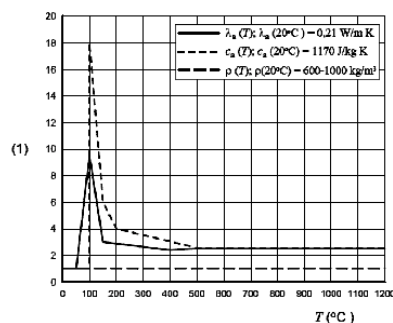



Figure D.1.(c): calculation values of temperature-dependant material properties of lightweight aggregate concrete units (pumice) with a density range of 600 – 1 000kg/

$\rho(\theta) := \rho_{20}$ Figura D.1 della EN 1996-1-2. Nota: la figura fa riferimento al range di densità 600 - 1000 kg/m³, e ad alleggerimento con pomice. Una densità di 1600 kg/m³ farebbe ricadere il materiale in esame nella classe del calcestruzzo ordinario, caratterizzato da una lieve variabilità della densità.

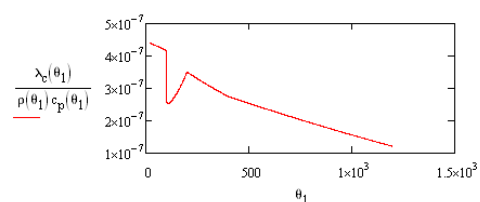
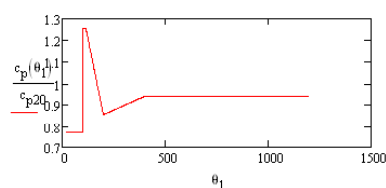
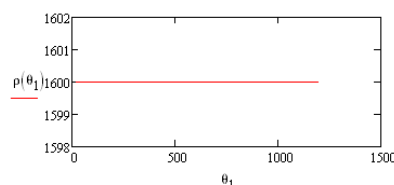
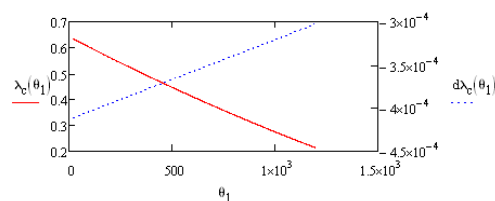
$\theta_1 := 20, 21 .. 1200$

$c_{p20} := 1170$ Figura D.1 della EN 1996-1-2

$c_{ppicco} := 1470$

$$c_p(\theta) := \text{linterp}\left[\begin{pmatrix}0\\99\\101\\150\\200\\500\\1200\end{pmatrix}, \begin{pmatrix}1\\1\\18\\6\\4\\2.5\\2.5\end{pmatrix}, \theta\right] \cdot c_{p20} \qquad c_{px}(\theta) := \text{linterp}\left[\begin{pmatrix}20\\99.5\\100.5\\115\\200\\400\\1200\end{pmatrix}, \begin{pmatrix}900\\900\\c_{ppicco}\\c_{ppicco}\\1000\\1100\\1100\end{pmatrix}, \theta\right]$$

Conducibilità termica determinata da prove sperimentali su cilindro
di calcestruzzo alleggerito (LWC)

$$\lambda_c(\theta) := 4.61 \cdot 10^{-8} \cdot \theta^2 - 4.13 \cdot 10^{-4} \cdot \theta + 6.42 \cdot 10^{-1}$$

$$d\lambda_c(\theta) := \frac{d}{d\theta}\lambda_c(\theta)$$

$$\rho_{20} \cdot c_p(\theta(x,t)) \cdot \theta_t(x,t) = \lambda_c(\theta(x,t))\, \theta_{xx}(x,t) + d\lambda_c(\theta(x,t)) \cdot \left(\theta_x(x,t)\right)^2$$

$\alpha_{ce} := 25$ Dal §3.3.1.1(3) della EN 1991-1-2

$\alpha_{cu} := 9$ Dal §3.1(5) della EN 1991-1-2

$\theta_a := 20$ Si assume una temperatura ambiente di 20 °C

$\sigma := 5.67 \cdot 10^{-8}$ Costante di Stephan Boltzmann

$\varepsilon_m := 0.7$ Dal §2.2(2) EN 1992-1-2 Nota, il valore nella EN 1996-1-2 è sotto appendice nazionale, è stato scelto il valore suggerito per il calcestruzzo ordinario

Lettura file excel contenente la curva temperatura - tempo considerata (curva parametrica)

CP := READFILE("prova.xls" ,"Excel" ,2) Lettura file excel contenente le curve parametriche considerate

$vt := CP^{\langle 1 \rangle}$ $v\theta_g := CP^{\langle 2 \rangle}$

$\theta_g(t) := \text{linterp}(vt, v\theta_g, t)$

$t1 := 0, 10 .. T$ $\qquad$ $tmax := \max(vt)$ $\qquad$ $tmax = 7.2 \times 10^3$

Condizione iniziale

$\theta(x,0) = \theta_a$

Condizioni al contorno

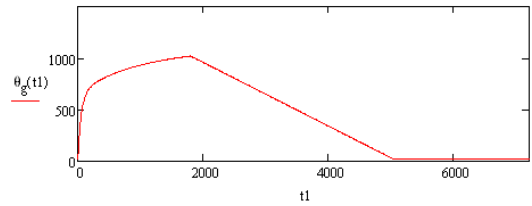
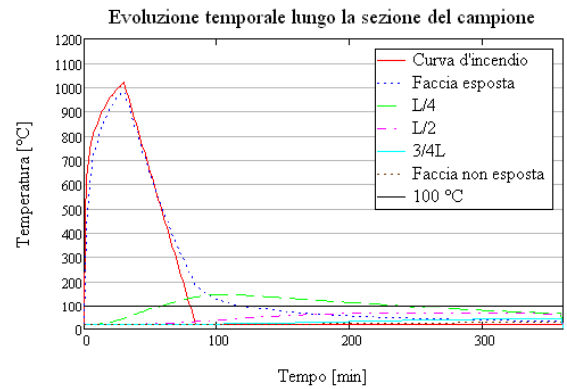
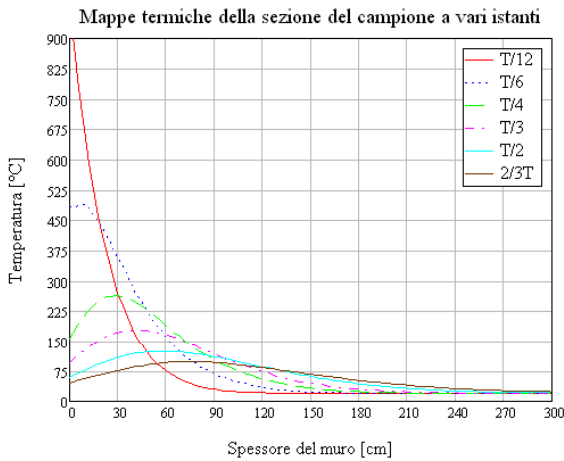
$$\theta_x(0,t) = \frac{-1}{\lambda_c(\theta(0,t))}\cdot\left[\alpha_{ce}\cdot\left(\theta_g(t) - \theta(0,t)\right) + \varepsilon_m\cdot\sigma\cdot\left[\left(\theta_g(t) + 273\right)^4 - \left(\theta(0,t) + 273\right)^4\right]\right]$$

$$\theta_x(L,t) = \frac{-1}{\lambda_c(\theta(L,t))}\cdot\left[\alpha_{cu}\cdot\left(\theta(L,t) - \theta_a\right)\right]$$

$timepts := \frac{T}{60}$ $\qquad$ $spacepts := 100 \cdot L$

$$\theta := \text{Pdesolve}\left[\theta, x, \begin{pmatrix}0\\L\end{pmatrix}, t, \begin{pmatrix}0\\T\end{pmatrix}, spacepts, timepts\right]$$

$x := 0, \frac{L}{100} .. \frac{L}{1}$ $\qquad$ $t := 0, 60 .. T$

$L1 := \frac{L}{1}$

$f_{k\theta a} := 16.738 \cdot 10^6$ stima resistenza a compressione caratteristica a freddo del **blocco** dalle curve interpolanti i risultati sperimentali sui **campioni cilindrici.**

Res. del blocco con malta M10 (tabella EN 1996-3, pag. 37)

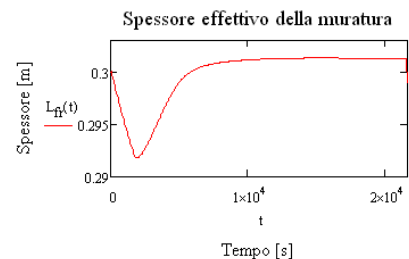
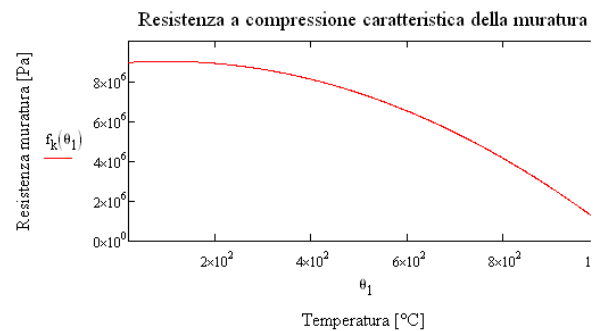
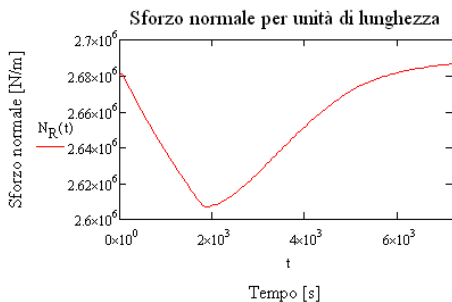
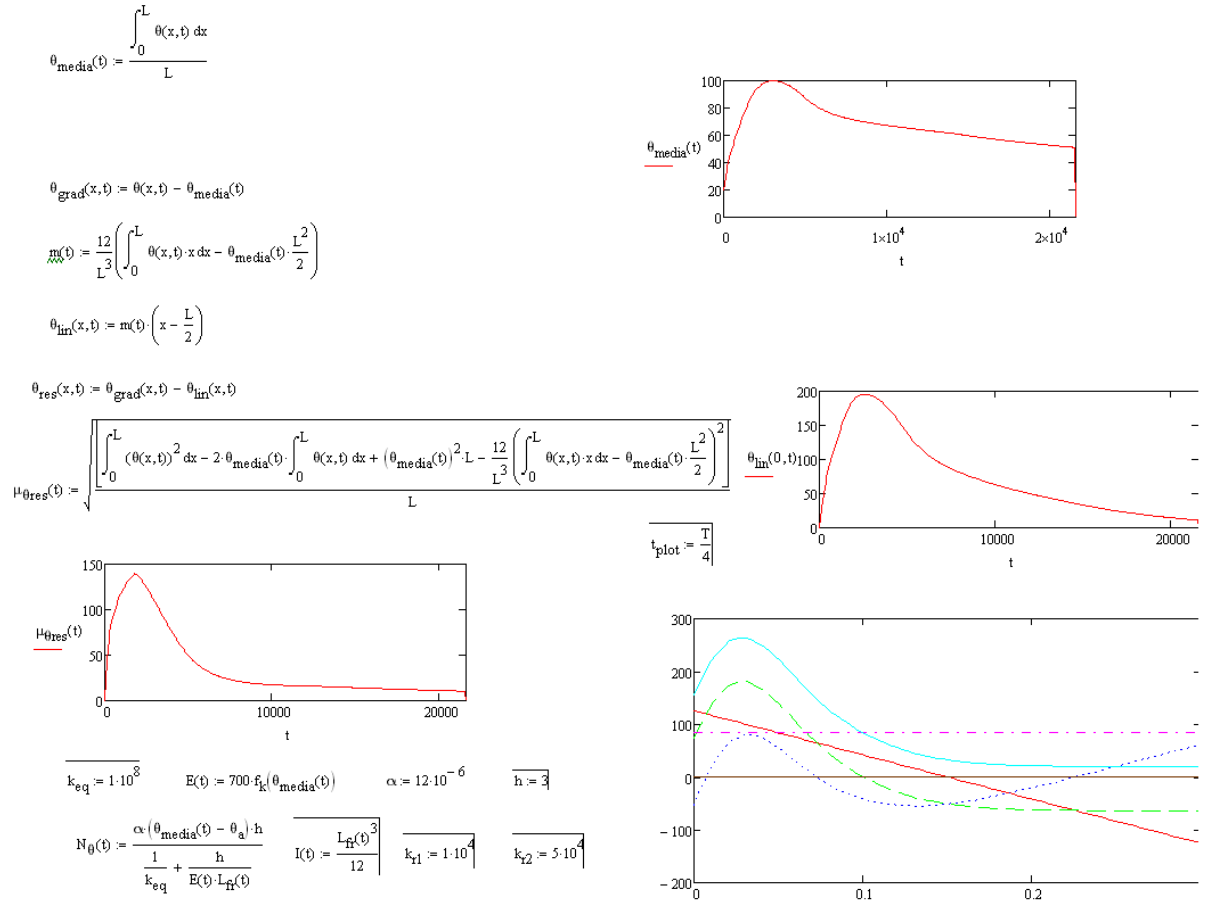
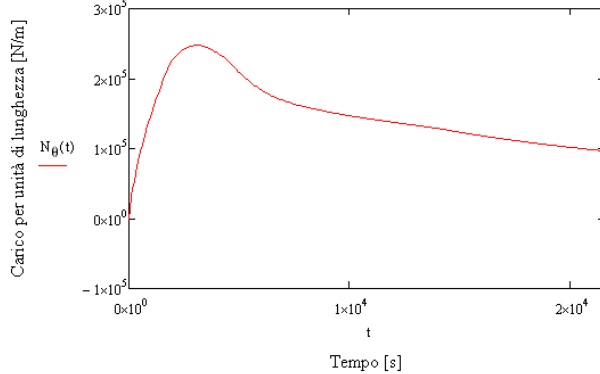
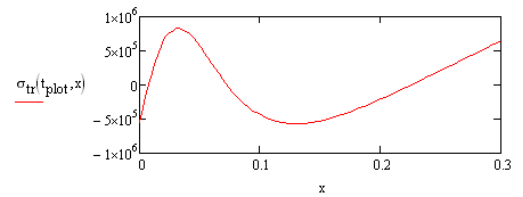
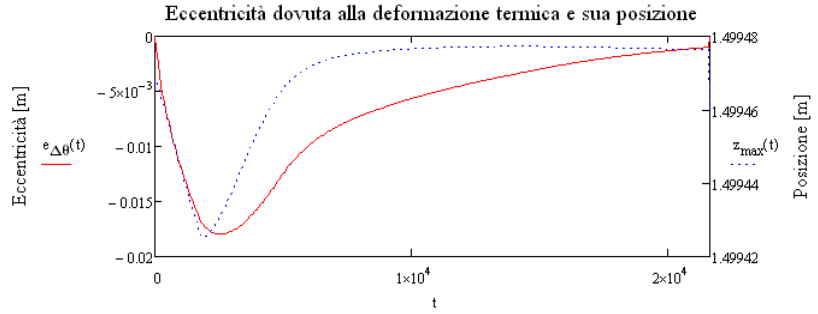
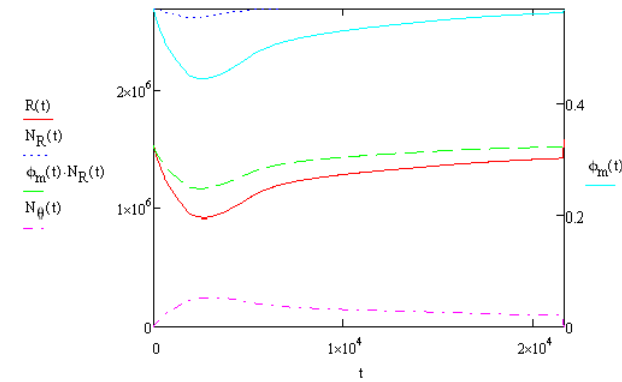
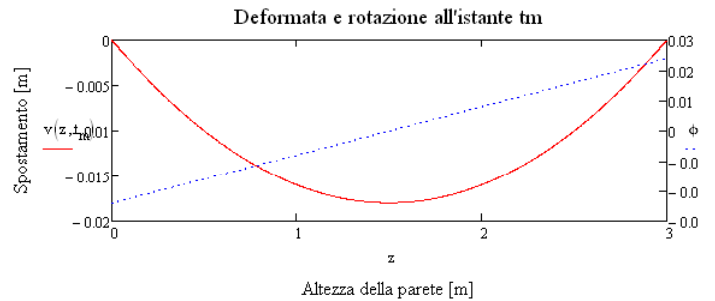
$$c_{malta} := \frac{8.9 \cdot 10^6}{f_{k\theta a}}$$

$$f_k(\theta) := \left(-1.8514 \cdot 10^{-5} \cdot \theta^2 + 3.616 \cdot 10^{-3} \cdot \theta + 1.6738 \cdot 10^1\right) \cdot c_{malta} \cdot 10^6$$

$f_k(\theta_a) = 8.935 \times 10^6$

$$L_{fi}(t) := \frac{\int_0^L f_k(\theta(x,t))\, dx}{f_k(\theta_a)}$$

$$N_R(t) := \int_0^L f_k(\theta(x,t))\, dx$$

$N_R(0) = 2.68 \times 10^6$

θmedia(t) := ∫0^L θ(x,t) dx / L
θgrad(x,t) := θ(x,t) − θmedia(t)
m(t) := 12/L^3 (∫0^L θ(x,t)·x dx − θmedia(t)·L^2/2)
θlin(x,t) := m(t)·(x − L/2)
θres(x,t) := θgrad(x,t) − θlin(x,t)
μθres(t) := √([∫0^L (θ(x,t))^2 dx − 2·θmedia(t)·∫0^L θ(x,t) dx + (θmedia(t))^2·L − 12/L^3 (∫0^L θ(x,t)·x dx − θmedia(t)·L^2/2)^2] / L)
tplot := T/4
keq := 1·10^8
E(t) := 700·fk(θmedia(t))
α := 12·10^−6
h := 3
Nθ(t) := α·(θmedia(t) − θa)·h / (1/keq + h/(E(t)·Lfr(t)))
I(t) := Lfr(t)^3/12
kr1 := 1·10^4
kr2 := 5·10^4
Sforzo normale dovuto alla dilatazione termica impedita
Carico per unità di lunghezza [N/m]
Tempo [s]
σtr(t,x) := α·h·θres(x,t) / (h/E(t) + Lfr(t)/keq)
Z(t) := E(t)·L·α·I(t)·m(t) / (Lfr(t)·(12·E(t)^2·I(t)^2 + h^2·kr1·kr2 + 4·E(t)·h·kr1·I(t) + 4·E(t)·h·kr2·I(t)))
Y(t) := h·kr2·(h·kr1 + 6·E(t)·I(t))·Z(t)
X(t) := h·kr2·(h·kr1 + 6·E(t)·I(t))·Z(t)
v(z,t) := z·(h − z)·(h·kr2 + kr1·z − kr2·z + 6·E(t)·I(t))·Z(t)
ϕ(z,t) := Z(t)·(h^2·kr2 − 3·kr1·z^2 + 3·kr2·z^2 + 2·h·kr1·z − 4·h·kr2·z + 6·E(t)·h·I(t) − 12·E(t)·z·I(t))
zmax(t) := (h·kr1 − 2·h·kr2 + √(36·E(t)^2·I(t)^2 + 6·E(t)·h·kr1·I(t) + 6·E(t)·h·kr2·I(t) + h^2·kr1^2 − h^2·kr1·kr2 + h^2·kr2^2) − 6·E(t)·I(t)) / (3·kr1 − 3·kr2)

$e_{\Delta\theta}(t) := v\left(\frac{h}{2}, t\right)$
start := 0
end := tmax
incr := 10
Eccentricità dovuta alla deformazione termica e sua posizione
Eccentricità [m]
Posizione [m]
Tempo [s]
$N := \frac{end - start}{incr}$
N = 720
i := 1 .. N
$vN_{R_i} := N_R(start + i \cdot incr)$
$v\theta_{media_i} := \theta_{media}(start + i \cdot incr)$
$vm_i := m(start + i \cdot incr)$
$\min(vN_R) = 2.6071817 \times 10^6$
$\max(v\theta_{media}) = 99.884$
$\min(vm) = -1.305 \times 10^3$
$t_{NR} := \frac{tmax}{N} match(\min(vN_R), vN_R)_1$
$t_{\theta media} := \frac{tmax}{N} \cdot match(\max(v\theta_{media}), v\theta_{media})_1$
$t_m := \frac{tmax}{N} match(\min(vm), vm)_1$
$t_{NR} = 1.87 \times 10^3$
$t_{\theta media} = 3.07 \times 10^3$
$t_m = 2.59 \times 10^3$
$e_1 := \frac{L}{8}$
e1 è l'eccentricità dovuta ai carichi
Il valore è stato ipotizzato
$e_i := \frac{h}{450} = 0.007$
$e_m := e_1 + e_i = 0.044$
$\phi_{inf} := 2$
$e_k := 0.002 \cdot \phi_{inf} \cdot \frac{h}{L} \cdot \sqrt{L \cdot e_m} = 0.005$
$e_{mk}(t) := \max(e_m + e_k + |e_{\Delta\theta}(t)|, 0.05 \cdot L)$
Deformata e rotazione all'istante tm
Spostamento [m]
Altezza della parete [m]
$\lambda(t) := \frac{h}{L} \cdot \sqrt{\frac{f_k(\theta_a)}{E(t)}}$
$A_1(t) := 1 - 2 \cdot \frac{e_{mk}(t)}{L}$
$u(t) := \frac{\lambda(t) - 0.063}{0.73 - 1.17 \cdot \frac{e_{mk}(t)}{L}}$
$A_1(0) = 0.675$
$u(0) = 0.583$
$\phi_m(t) := A_1(t) \cdot \exp\left(\frac{-u(t)^2}{2}\right)$
$R(t) := \phi_m(t) \cdot N_R(t) - N_\theta(t)$
$\phi_m(0) = 0.569$
$vR_i := R(start + i \cdot incr)$
$\min(vR) = 9.178 \times 10^5$
$k := \frac{\min(vR)}{R(0)} \cdot 100 = 60.2$

2) 0,06-1000.xmcd (simulazioni numeriche murature)

$f_{k\theta a} := 16.738 \cdot 10^6$ $\qquad c_{malta} := \dfrac{8.9 \cdot 10^6}{f_{k\theta a}}$

$f_k(\theta) := \left(-1.8514 \cdot 10^{-5} \cdot \theta^2 + 3.616 \cdot 10^{-3} \cdot \theta + 1.6738 \cdot 10^1\right) \cdot c_{malta} \cdot 10^6$

$f_k(\theta_a) = 8.935 \times 10^6$

$$L_{fi}(t) := \frac{\int_0^L f_k(\theta(x,t))\,dx}{f_k(\theta_a)}$$

$N_R(t) := \int_0^L f_k(\theta(x,t))\,dx$

$N_R(0) = 1.519 \times 10^6$ $\qquad \theta_{media}(t) := \dfrac{\int_0^L \theta(x,t)\,dx}{L}$

$\theta_{grad}(x,t) := \theta(x,t) - \theta_{media}(t)$

$$m(t) := \frac{12}{L^3}\left(\int_0^L \theta(x,t) \cdot x\,dx - \theta_{media}(t) \cdot \frac{L^2}{2}\right)$$

$\theta_{lin}(x,t) := m(t) \cdot \left(x - \dfrac{L}{2}\right)$

$k_{eq} := 5 \cdot 10^7$ $\qquad E(t) := 700 \cdot f_k(\theta_{media}(t))$ $\qquad \alpha := 12 \cdot 10^{-6}$ $\qquad h := 3$

$$N_\theta(t) := \frac{\alpha \cdot (\theta_{media}(t) - \theta_a) \cdot h}{\dfrac{1}{k_{eq}} + \dfrac{h}{E(t) \cdot L_{fi}(t)}} \qquad I(t) := \frac{L_{fi}(t)^3}{12}$$

$k_r := 5 \cdot 10^6$

$$Z(t) := \frac{E(t) \cdot L \cdot \alpha \cdot I(t) \cdot m(t)}{L_{fi}(t) \cdot \left(12 \cdot E(t)^2 \cdot I(t)^2 + h^2 \cdot k_r^2 + 4 \cdot E(t) \cdot h \cdot k_r \cdot I(t) + 4 \cdot E(t) \cdot h \cdot k_r \cdot I(t)\right)}$$

$v(z,t) := z \cdot (h - z) \cdot (h \cdot k_r + 6 \cdot E(t) \cdot I(t)) \cdot Z(t)$

$e_{\Delta\theta}(t) := v\left(\dfrac{h}{2}, t\right)$

$e_1 := \dfrac{L}{20}$ $\qquad e_i := \dfrac{h}{450} = 0.007$

$e_m := e_1 + e_i = 0.015$ $\qquad \phi_{inf} := 2$

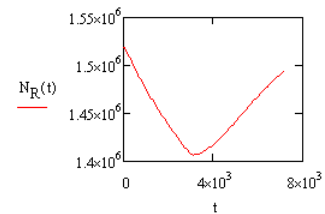
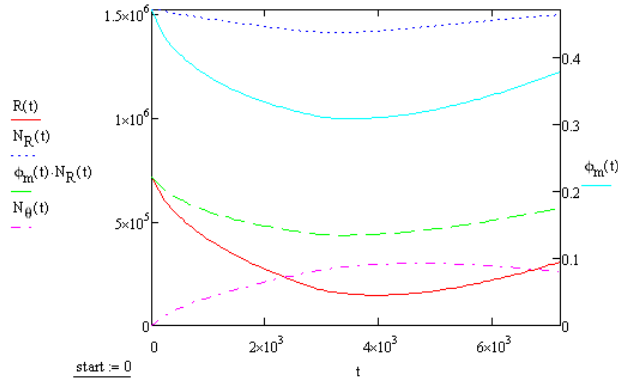
$e_k := 0.002 \cdot \phi_{inf} \cdot \dfrac{h}{L} \cdot \sqrt{L \cdot e_m} = 0.004$

$e_{mk}(t) := \max\left(e_m + e_k + \left|e_{\Delta\theta}(t)\right|, 0.05 \cdot L\right)$

$\lambda(t) := \dfrac{h}{L} \cdot \sqrt{\dfrac{f_k(\theta_a)}{E(t)}}$ $\qquad A_1(t) := 1 - 2 \cdot \dfrac{e_{mk}(t)}{L}$

$$u(t) := \frac{\lambda(t) - 0.063}{0.73 - 1.17 \cdot \dfrac{e_{mk}(t)}{L}}$$

$\phi_m(t) := A_1(t) \cdot \exp\left(\dfrac{-u(t)^2}{2}\right)$

$R(t) := \phi_m(t) \cdot N_R(t) - N_\theta(t)$

R(t)
N_R(t)
ϕ_m(t)·N_R(t)
N_θ(t)
ϕ_m(t)
1.5×10^6
1×10^6
5×10^5
0
0.4
0.3
0.2
0.1
0
2×10^3
4×10^3
6×10^3
t
start := 0
end := tmax
incr := 10
N := (end − start)/incr
N = 720
i := 1 .. N
vN_R_i := N_R(start + i·incr)
vθmedia_i := θmedia(start + i·incr)
vm_i := m(start + i·incr)
vR_i := R(start + i·incr)
min(vN_R) = 1.406848 × 10^6
max(vθmedia) = 210.439
min(vm) = −4.26 × 10^3
min(vR) = 1.459 × 10^5
k := min(vR)/R(0)·100 = 20.4
t_NR := tmax/N match(min(vN_R), vN_R)1
tθmedia := tmax/N·match(max(vθmedia), vθmedia)1
t_m := tmax/N match(min(vm), vm)1
t_NR = 3.09 × 10^3
tθmedia = 4.66 × 10^3
t_m = 3.39 × 10^3
vN_e_i := e_mk(start + i·incr)
vN_N_i := N_θ(start + i·incr)
vN_NR_i := N_R(start + i·incr)/f_k(θ_a)
max(vN_e) = 0.0319733
max(vN_N) = 297934
min(vN_NR) = 0.1575

3) Regression.xmcd

$O :=$	$q_f :=$	$e_{mk} :=$	$N_\theta :=$	$NR_{fk} :=$
0.02	200	0.0276893	214766	0.16660
0.02	400	0.0297554	279549	0.16350
0.02	600	0.0309373	342487	0.16050
0.02	800	0.0316138	395209	0.15760
0.02	1000	0.0319333	441610	0.15470
0.06	200	0.0223057	58575	0.16980
0.06	400	0.0259018	124281	0.16720
0.06	600	0.0299517	221478	0.16180
0.06	800	0.0312008	268280	0.15950
0.06	1000	0.0319733	297934	0.15750
0.1	200	0.0219967	51159	0.16990
0.1	400	0.0256527	115430	0.16730
0.1	600	0.0269891	141582	0.16570
0.1	800	0.0299856	206285	0.16030
0.1	1000	0.0316731	255394	0.15680
0.2	200	0.0214997	43452	0.17000
0.2	400	0.0255593	110779	0.16740
0.2	600	0.0268315	133860	0.16580
0.2	800	0.0276919	149822	0.16450
0.2	1000	0.0283027	161444	0.16330

$n := 3$

$M := \text{augment}(O, q_f)$ $\quad V_e := e_{mk}$ $\quad V_N := N_\theta$ $\quad V_R := NR_{fk}$

$R_e =$

	0
0	3
1	3
2	3
3	$-1.829\cdot10^{-8}$
4	$8.191\cdot10^{-12}$
5	$-2.284\cdot10^{-8}$
6	$1.989\cdot10^{-5}$
7	$2.067\cdot10^{-4}$
8	$-7.916\cdot10^{-4}$
9	0.027
10	-0.21
11	1.082
12	-1.44

$R_N =$

	0
0	3
1	3
2	3
3	-0.458
4	$2.426\cdot10^{-5}$
5	-0.125
6	410.539
7	839.477
8	$-5.311\cdot10^{3}$
9	$2.604\cdot10^{5}$
10	$-7.692\cdot10^{6}$
11	$6.125\cdot10^{7}$
12	$-1.481\cdot10^{8}$

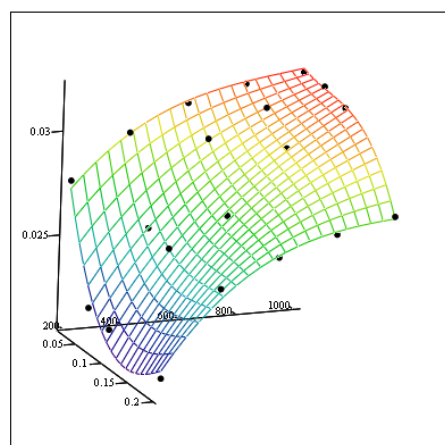
$:= r$

$R_R =$

	0
0	3
1	3
2	3
3	$1.092\cdot10^{-8}$
4	$7.812\cdot10^{-12}$
5	$-1.407\cdot10^{-8}$
6	$-5.785\cdot10^{-6}$
7	$-1.022\cdot10^{-4}$
8	$5.703\cdot10^{-4}$
9	0.165
10	0.193
11	-1.437
12	3.061

$$f_e(x,y) := \text{interp}\left[R_e, M, V_e, \begin{pmatrix} x \\ y \end{pmatrix}\right]$$

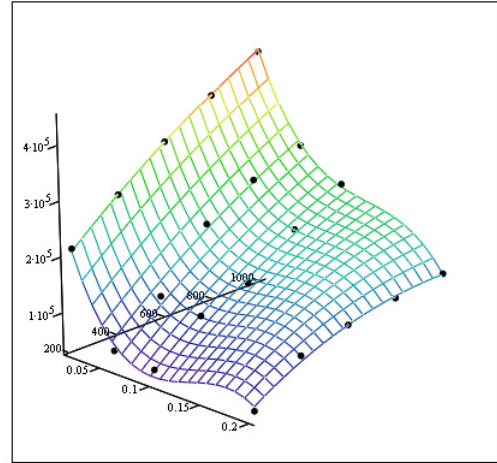
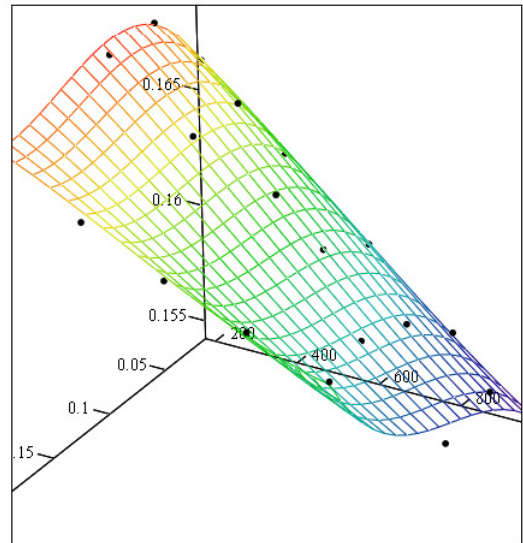
$$F_e := \text{CreateMesh}(f_e, \min(O), \max(O), \min(q_f), \max(q_f), 20, 20)$$

$$a(x,y) := R_{e_3} y^3 + R_{e_4} y^2 x + R_{e_5} y \cdot x^2 + R_{e_6} (x \cdot y)^3 + R_{e_7} y^2 + R_{e_8} x \cdot y + R_{e_9} x^2 + R_{e_{10}} y + R_{e_{11}} x + R_{e_{12}}$$

$F_e, (O, q_f, e_{mk})$

$f_N(x,y) := \mathrm{interp}\left[R_N, M, V_N, \begin{pmatrix} x \\ y \end{pmatrix}\right]$

$F_N := \mathrm{CreateMesh}(f_N, \min(O), \max(O), \min(q_f), \max(q_f), 20, 20)$

$f_R(x,y) := \mathrm{interp}\left[R_R, M, V_R, \begin{pmatrix} x \\ y \end{pmatrix}\right]$

$F_R := \mathrm{CreateMesh}(f_R, \min(O), \max(O), \min(q_f), \max(q_f), 20, 20)$

$F_N, (O, q_f, N_\theta)$

$\mathrm{Nterms}(nvar, deg) := \dfrac{(nvar + deg)!}{deg! \cdot nvar!}$

$Nvars := 2$

$Ndata := 16$

$deg := 3$

$F_R, (O, q_f, NR_{fk})$

```
Step(v,Nvar,deg) := | for i ∈ 0..deg    if Nvar = 1
                    |   v_{i,0} ← v_{i,0} + i
                    | for i ∈ 0..Nvar − 1  if deg = 1
                    |   v_{i,i} ← v_{i,i} + 1
                    | otherwise
                    |   | inc ← Nterms(Nvar, deg − 1)
                    |   | for i ∈ 0..inc − 1
                    |   |   v_{i,Nvar−1} ← v_{i,Nvar−1} + 1
                    |   | v ← stack(Step(submatrix(v,0,inc − 1,0,cols(v) − 1),Nvar,deg − 1),Step(submatrix(v,inc,rows(v) − 1,0,cols(v) − 1),Nvar − 1,deg))
                    | v
```

$$\mathrm{COrder}(Nvar, deg) := \begin{vmatrix} v_{Nterms(Nvar,deg)-1,\, Nvar-1} \leftarrow 0 \\ \mathrm{Step}(v, Nvar, deg) \end{vmatrix}$$

$I := \mathrm{COrder}(Nvars, deg)$ $\quad coeffsR_e := \mathrm{submatrix}(R_e, 3, \mathrm{rows}(R_e) - 1, 0, 0)$

I =

	0	1
0	1	2
1	0	3
2	0	2
3	0	1
4	1	1
5	2	1
6	0	0
7	1	0
8	2	0
9	3	0

$coeffsR_e$ =

	0
0	$-1.829\cdot10^{-8}$
1	$8.191\cdot10^{-12}$
2	$-2.284\cdot10^{-8}$
3	$1.989\cdot10^{-5}$
4	$2.067\cdot10^{-4}$
5	$-7.916\cdot10^{-4}$
6	0.027
7	-0.21
8	1.082
9	-1.44

$I := \mathrm{COrder}(Nvars, deg)$ $\quad coeffsR_N := \mathrm{submatrix}(R_N, 3, \mathrm{rows}(R_N) - 1, 0, 0)$

I =

	0	1
0	1	2
1	0	3
2	0	2
3	0	1
4	1	1
5	2	1
6	0	0
7	1	0
8	2	0
9	3	0

$coeffsR_N$ =

	0
0	-0.458
1	$2.426\cdot10^{-5}$
2	-0.125
3	410.539
4	839.477
5	$-5.311\cdot10^{3}$
6	$2.604\cdot10^{5}$
7	$-7.692\cdot10^{6}$
8	$6.125\cdot10^{7}$
9	$-1.481\cdot10^{8}$

$I := \mathrm{COrder}(Nvars, deg)$ $\quad coeffsR_R := \mathrm{submatrix}(R_R, 3, \mathrm{rows}(R_R) - 1, 0, 0)$

I =

	0	1
0	1	2
1	0	3
2	0	2
3	0	1
4	1	1
5	2	1
6	0	0
7	1	0
8	2	0
9	3	0

$coeffsR_R$ =

	0
0	$1.092\cdot10^{-8}$
1	$7.812\cdot10^{-12}$
2	$-1.407\cdot10^{-8}$
3	$-5.785\cdot10^{-6}$
4	$-1.022\cdot10^{-4}$
5	$5.703\cdot10^{-4}$
6	0.165
7	0.193
8	-1.437
9	3.061

$$e_{mk}(O, q_f) := \sum_{i=0}^{\mathrm{last}(coeffsR_e)} \left(coeffsR_{e_i} \cdot O^{I_{i,0}} \cdot q_f^{I_{i,1}} \right)$$

$$N_\theta(O, q_f) := \sum_{i=0}^{\mathrm{last}(coeffsR_N)} \left(coeffsR_{N_i} \cdot O^{I_{i,0}} \cdot q_f^{I_{i,1}} \right)$$

$$a(O, q_f) := \sum_{i=0}^{\mathrm{last}(coeffsR_R)} \left(coeffsR_{R_i} \cdot O^{I_{i,0}} \cdot q_f^{I_{i,1}} \right)$$

4) Full probabilistic murature.xmcd

$h := 3 \quad f_{k\theta a} := 16.738\cdot 10^6 \quad E := 700\cdot f_{k\theta a} \quad L := 0.17$

$$M := \begin{pmatrix} -1.44 & -1.481\times 10^8 & 3.061 \\ -7.916\times 10^{-4} & -5.311\times 10^3 & 5.703\times 10^{-4} \\ -1.829\times 10^{-8} & -0.458 & 1.092\times 10^{-8} \\ 8.191\times 10^{-12} & 2.426\times 10^{-5} & 7.812\times 10^{-12} \\ 1.082 & 6.125\times 10^7 & -1.437 \\ 2.067\times 10^{-4} & 839.477 & -1.022\times 10^{-4} \\ -2.284\times 10^{-8} & -0.125 & -1.407\times 10^{-8} \\ -0.21 & -7.692\times 10^6 & 0.193 \\ 1.989\times 10^{-5} & 410.539 & -5.785\times 10^{-6} \\ 0.027 & 2.604\times 10^5 & 0.165 \end{pmatrix}$$

$$e_{mk}(O,q_f) := M_{1,1}O^3 + M_{2,1}O^2 q_f + M_{3,1}O\cdot q_f^2 + M_{4,1}q_f^3 + M_{5,1}O^2 + M_{6,1}O\cdot q_f + M_{7,1}q_f^2 + M_{8,1}O + M_{9,1}q_f + M_{10,1}$$

$$N_\theta(O,q_f) := M_{1,2}O^3 + M_{2,2}O^2 q_f + M_{3,2}O\cdot q_f^2 + M_{4,2}q_f^3 + M_{5,2}O^2 + M_{6,2}O\cdot q_f + M_{7,2}q_f^2 + M_{8,2}O + M_{9,2}q_f + M_{10,2}$$

$$a(O,q_f) := M_{1,3}O^3 + M_{2,3}O^2 q_f + M_{3,3}O\cdot q_f^2 + M_{4,3}q_f^3 + M_{5,3}O^2 + M_{6,3}O\cdot q_f + M_{7,3}q_f^2 + M_{8,3}O + M_{9,3}q_f + M_{10,3}$$

$$g(G,Q,O,q_f,f_{\theta a}) := \left(1 - 2\cdot\frac{e_{mk}(O,q_f)}{L}\right)\cdot e^{\frac{-\left[\frac{\left(\frac{h}{L}\cdot\sqrt{\frac{f_{\theta a}}{E}}-0.063\right)}{0.73-1.17\cdot\frac{e_{mk}(O,q_f)}{L}}\right]^2}{2}}\cdot f_{\theta a}\cdot a(O,q_f) - N_\theta(O,q_f) - G - Q$$

$$g_G(G,Q,O,q_f,f_{\theta a}) := \frac{d}{dG}g(G,Q,O,q_f,f_{\theta a}) \qquad g_Q(G,Q,O,q_f,f_{\theta a}) := \frac{d}{dQ}g(G,Q,O,q_f,f_{\theta a})$$

$$g_O(G,Q,O,q_f,f_{\theta a}) := \frac{d}{dO}g(G,Q,O,q_f,f_{\theta a}) \qquad g_{qf}(G,Q,O,q_f,f_{\theta a}) := \frac{d}{dq_f}g(G,Q,O,q_f,f_{\theta a})$$

$$g_{f\theta a}(G,Q,O,q_f,f_{\theta a}) := \frac{d}{df_{\theta a}}g(G,Q,O,q_f,f_{\theta a})$$

$G_k := 200000 \quad \mu_G := G_k \quad \sigma_G := 0.1\cdot\mu_G \quad Q_k := 250000 \quad \mu_Q := 0.2\cdot Q_k \quad \sigma_Q := 1.1\cdot\mu_Q \qquad 1.35\cdot G_k + 1.5\cdot Q_k = 6.45\times 10^5$

$q_{fk} := 347 \quad \mu_{qf} := 0.822\cdot q_{fk} \quad \sigma_{qf} := 0.3\cdot\mu_{qf} \quad O_k := 0.05 \quad \mu_O := O_k \quad \sigma_O := 0.01\cdot\mu_O$

$\mu_{f\theta a} := 19.311\cdot 10^6 \quad \sigma_{f\theta a} := 0.08\cdot\mu_{f\theta a}$

$G := \mu_G \quad Q := \mu_Q \quad q_f := \mu_{qf} \quad O := \mu_O \quad f_{\theta a} := \mu_{f\theta a}$

$$\zeta_{f\theta a} := \sqrt{\ln\left(1 + \frac{\sigma_{f\theta a}^2}{\mu_{f\theta a}^2}\right)} = 0.08 \qquad \lambda_{f\theta a} := \ln(\mu_{f\theta a}) - \frac{\zeta_{f\theta a}^2}{2} = 16.773$$

$$\alpha_{gumbQ} := \frac{\pi}{\sqrt{6}\cdot\sigma_Q} = 2.332\times 10^{-5} \qquad u_Q := \mu_Q - \frac{0.577}{\alpha_{gumbQ}} = 2.526\times 10^4$$

$$\alpha_{gumbqf} := \frac{\pi}{\sqrt{6}\cdot\sigma_{qf}} = 0.015 \qquad u_{qf} := \mu_{qf} - \frac{0.577}{\alpha_{gumbqf}} = 246.737$$

$$\sigma_{f\theta anorm} := f_{\theta a}\cdot\zeta_{f\theta a} = 1.542\times 10^6 \qquad \mu_{f\theta anorm} := f_{\theta a}\cdot(1 - \ln(f_{\theta a}) + \lambda_{f\theta a}) = 1.925\times 10^7$$

$$\sigma_{Qnorm} := \frac{dnorm\left[qnorm\left[e^{-e^{-\alpha_{gumbQ}(Q-u_Q)}},0,1\right],0,1\right]}{\alpha_{gumbQ}\cdot e^{-\alpha_{gumbQ}\cdot(Q-u_Q)-e^{-\alpha_{gumbQ}(Q-u_Q)}}} = 5.259\times 10^4$$

$$\mu_{Qnorm} := Q - \sigma_{Qnorm}\cdot qnorm\left[e^{-e^{-\alpha_{gumbQ}(Q-u_Q)}},0,1\right] = 4.068\times 10^4$$

$$\sigma_{qfnorm} := \frac{dnorm\left[qnorm\left[e^{-e^{-\alpha_{gumbqf}(q_f-u_{qf})}},0,1\right],0,1\right]}{\alpha_{gumbqf}\cdot e^{-\alpha_{gumbqf}\cdot(q_f-u_{qf})-e^{-\alpha_{gumbqf}(q_f-u_{qf})}}} = 81.813$$

$$\mu_{qfnorm} := q_f - \sigma_{qfnorm}\cdot qnorm\left[e^{-e^{-\alpha_{gumbqf}(q_f-u_{qf})}},0,1\right] = 270.74$$

$n_{iter} := 10$

$\text{beta}(n) := \big|\ \beta \leftarrow 1$

for $i \in 1..n$

$dg_G \leftarrow g_G(G,Q,O,q_f,f_{\theta a})\cdot\sigma_G$

$dg_Q \leftarrow g_Q(G,Q,O,q_f,f_{\theta a})\cdot\sigma_{Qnorm}$

$dg_O \leftarrow g_O(G,Q,O,q_f,f_{\theta a})\cdot\sigma_O$

$dg_{qf} \leftarrow g_{qf}(G,Q,O,q_f,f_{\theta a})\cdot\sigma_{qfnorm}$

$dg_{f\theta a} \leftarrow g_{f\theta a}(G,Q,O,q_f,f_{\theta a})\cdot\sigma_{f\theta anorm}$

$den \leftarrow \sqrt{dg_G^{\,2} + dg_Q^{\,2} + dg_O^{\,2} + dg_{qf}^{\,2} + dg_{f\theta a}^{\,2}}$

$\alpha_G \leftarrow \frac{dg_G}{den}$

$\alpha_Q \leftarrow \frac{dg_Q}{den}$

$\alpha_O \leftarrow \frac{dg_O}{den}$

$\alpha_{qf} \leftarrow \frac{dg_{qf}}{den}$

$\alpha_{f\theta a} \leftarrow \frac{dg_{f\theta a}}{den}$

$Gv(\beta) \leftarrow \mu_G - \alpha_G\cdot\sigma_G\cdot\beta$

$Qv(\beta) \leftarrow \mu_{Qnorm} - \alpha_Q\cdot\sigma_{Qnorm}\cdot\beta$

$Ov(\beta) \leftarrow \mu_O - \alpha_O\cdot\sigma_O\cdot\beta$

$q_{fv}(\beta) \leftarrow \mu_{qfnorm} - \alpha_{qf}\cdot\sigma_{qfnorm}\cdot\beta$

$f_{\theta av}(\beta) \leftarrow \mu_{f\theta anorm} - \alpha_{f\theta a}\cdot\sigma_{f\theta anorm}\cdot\beta$

$sol \leftarrow root(g(Gv(\beta),Qv(\beta),Ov(\beta),q_{fv}(\beta),f_{\theta av}(\beta)),\beta)$

$G \leftarrow \mu_G - \alpha_G\cdot\sigma_G\cdot sol$

$Q \leftarrow \mu_{Qnorm} - \alpha_Q\cdot\sigma_{Qnorm}\cdot sol$

$O \leftarrow \mu_O - \alpha_O\cdot\sigma_O\cdot sol$

$q_f \leftarrow \mu_{qfnorm} - \alpha_{qf}\cdot\sigma_{qfnorm}\cdot sol$

$f_{\theta a} \leftarrow \mu_{f\theta anorm} - \alpha_{f\theta a}\cdot\sigma_{f\theta anorm}\cdot sol$

$$\sigma_{Qnorm} \leftarrow \frac{dnorm\left[qnorm\left[e^{-e^{-\alpha_{gumbQ}\cdot(Q-u_Q)}},0,1\right],0,1\right]}{\alpha_{gumbQ}\cdot e^{-\alpha_{gumbQ}\cdot(Q-u_Q)-e^{-\alpha_{gumbQ}\cdot(Q-u_Q)}}}$$

$$\mu_{Qnorm} \leftarrow Q - \sigma_{Qnorm}\cdot qnorm\left[e^{-e^{-\alpha_{gumbQ}\cdot(Q-u_Q)}},0,1\right]$$

$$\sigma_{qfnorm} \leftarrow \frac{dnorm\left[qnorm\left[e^{-e^{-\alpha_{gumbqf}\cdot(q_f-u_{qf})}},0,1\right],0,1\right]}{\alpha_{gumbqf}\cdot e^{-\alpha_{gumbqf}\cdot(q_f-u_{qf})-e^{-\alpha_{gumbqf}\cdot(q_f-u_{qf})}}}$$

$$\mu_{qfnorm} \leftarrow q_f - \sigma_{qfnorm}\cdot qnorm\left[e^{-e^{-\alpha_{gumbqf}\cdot(q_f-u_{qf})}},0,1\right]$$

$\sigma_{f\theta anorm} \leftarrow f_{\theta a}\cdot\zeta_{f\theta a}$

$\mu_{f\theta anorm} \leftarrow f_{\theta a}\cdot(1 - \ln(f_{\theta a}) + \lambda_{f\theta a})$

$$res_i \leftarrow \begin{pmatrix} dg_G \\ dg_Q \\ dg_O \\ dg_{qf} \\ dg_{f\theta a} \\ \alpha_G \\ \alpha_Q \\ \alpha_O \\ \alpha_{qf} \\ \alpha_{f\theta a} \\ sol \\ G \\ Q \\ O \\ q_f \\ f_{\theta a} \\ \mu_G \\ \mu_{Qnorm} \\ \mu_O \\ \mu_{qfnorm} \\ \mu_{f\theta anorm} \\ \sigma_G \\ \sigma_{Qnorm} \end{pmatrix}$$

$$\left|\;\left|\begin{pmatrix}\sigma_O\\ \sigma_{qfnorm}\\ \sigma_{f\theta anorm}\end{pmatrix}\right.\right.$$
return res

$V_{sol} := beta(n_{iter})_{n_{iter}}$ $\quad M_{sol} := beta(n_{iter})$

$$V_d := submatrix(V_{sol},1,5,1,1) = \begin{pmatrix}-2\times10^4\\ -1.802\times10^5\\ 2.064\times10^3\\ -1.359\times10^5\\ 1.263\times10^4\end{pmatrix}$$

$$V_\alpha := submatrix(V_{sol},6,10,1,1) = \begin{pmatrix}-0.088\\ -0.794\\ 9.095\times10^{-3}\\ -0.599\\ 0.056\end{pmatrix}$$

$$V_\beta := submatrix(V_{sol},11,11,1,1) = (5.007)$$

$$V_{xd} := submatrix(V_{sol},12,16,1,1) = \begin{pmatrix}2.088\times10^5\\ 4.651\times10^5\\ 0.05\\ 687.304\\ 1.883\times10^7\end{pmatrix}$$

$$V_\mu := submatrix(V_{sol},17,21,1,1) = \begin{pmatrix}2\times10^5\\ -2.513\times10^5\\ 0.05\\ 30.184\\ 1.924\times10^7\end{pmatrix}$$

$$V_\sigma := submatrix(V_{sol},22,26,1,1) = \begin{pmatrix}2\times10^4\\ 1.802\times10^5\\ 5\times10^{-4}\\ 219.123\\ 1.504\times10^6\end{pmatrix}$$

$\beta(i) := \left(M_{sol_i}\right)_{11}$

$\alpha_G(i) := \left(M_{sol_i}\right)_6 \quad \alpha_Q(i) := \left(M_{sol_i}\right)_7 \quad \alpha_O(i) := \left(M_{sol_i}\right)_8 \quad \alpha_{qf}(i) := \left(M_{sol_i}\right)_9 \quad \alpha_{f\theta a}(i) := \left(M_{sol_i}\right)_{10}$

$p_{ffi50} := cnorm(-\beta(n_{iter})) = 2.763\times10^{-7}$

$p_{ft50} := cnorm(-3.8) = 7.235\times10^{-5}$

$p_{fi50} := 0.011$

$$p_{ffit50} := \frac{p_{ft50}}{p_{fi50}} = 6.577\times10^{-3}$$

$contour(Q_{adim}, q_{fadim}) := g\left(V_{xd_1}, Q_{adim}\cdot\sigma_{Qnorm} + \mu_{Qnorm}, V_{xd_3}, q_{fadim}\cdot\sigma_{qfnorm}\right.$

Coefficienti parziali di sicurezza

$\gamma_G := \frac{V_{xd_1}}{G_k} = 1.044$ $\gamma_Q := \frac{V_{xd_2}}{Q_k} = 1.86$ $\gamma_O := \frac{V_{xd_3}}{O_k} = 1$

$\gamma_{qf} := \frac{V_{xd_4}}{q_{fk}} = 1.981$ $\gamma_{f\theta a} := \frac{V_{xd_5}}{f_{k\theta a}} = 1.125$

Appendice D Fogli di calcolo Mathcad – Struttura di acciaio

1) Full probabilistic steel frame incendio

$$f_{yk} := 235 \cdot 10^{6} \qquad W_{pl} := 366.65 \cdot 10^{-6} = 3.666 \times 10^{-4}$$

$$k_y(q) := -2.97 \cdot 10^{-17} \cdot q^{6} + 8.43 \cdot 10^{-14} q^{5} - 8.33 \cdot 10^{-11} \cdot q^{4} + 3.32 \cdot 10^{-8} \cdot q^{3} - 5.49 \cdot 10^{-6} q^{2} + 2.99 \cdot 10^{-4} q + 1.01$$

$$g_1(M_1, M_3, M_4, H, V, q_f) := M_1 \cdot k_y(q_f) + 2M_3 \cdot k_y(q_f) + 2M_4 \cdot k_y(q_f) - H - V$$

$$g_2(M_2, M_3, M_4, V, q_f) := M_2 \cdot k_y(q_f) + 2M_3 \cdot k_y(q_f) + M_4 \cdot k_y(q_f) - V \qquad dk_y(q) := \frac{d}{dq} k_y(q)$$

$$g_3(M_1, M_2, M_4, H, q_f) := M_1 \cdot k_y(q_f) + M_2 \cdot k_y(q_f) + M_4 \cdot k_y(q_f) - H$$

Definizione dei valori caratteristici di momenti plastici e delle azioni

$$M_{1k} := W_{pl} \cdot f_{yk} \quad M_{2k} := W_{pl} \cdot f_{yk} \quad M_{3k} := W_{pl} \cdot f_{yk} \quad M_{4k} := W_{pl} \cdot f_{yk} \quad H_k := 80000 \quad V_k := 100000$$

$$q_{fk} := 500$$

$$w_r := 0.05 \qquad \mu_{M1} := M_{1k} \cdot e^{1.65 \cdot w_r} \qquad \sigma_{M1} := w_r \cdot \mu_{M1} \qquad \mu_{M2} := M_{2k} \cdot e^{1.65 \cdot w_r} \qquad \sigma_{M2} := w_r \cdot \mu_{M2}$$

$$\mu_{M3} := M_{3k} \cdot e^{1.65 \cdot w_r} \qquad \sigma_{M3} := w_r \cdot \mu_{M3} \qquad \mu_{M4} := M_{4k} \cdot e^{1.65 \cdot w_r} \qquad \sigma_{M4} := w_r \cdot \mu_{M4}$$

$$\mu_H := 0.2 \cdot H_k \qquad \sigma_H := 1.1 \cdot \mu_H \qquad \mu_V := 0.2 \cdot V_k \qquad \sigma_V := 1.1 \cdot \mu_V$$

$$\mu_{qf} := .82 \cdot q_{fk} = 410 \qquad \sigma_{qf} := 0.3 \cdot \mu_{qf}$$

Assegnazione valore di primo tentativo alle variabili

$$M_1 := \mu_{M1} \quad M_2 := \mu_{M2} \quad M_3 := \mu_{M3} \quad M_4 := \mu_{M4} \quad H := \mu_H \quad V := \mu_V \quad q_f := \mu_{qf}$$

$$\zeta_{M1} := \sqrt{\ln\left(1 + \frac{\sigma_{M1}^{2}}{\mu_{M1}^{2}}\right)} = 0.05 \qquad \lambda_{M1} := \ln(\mu_{M1}) - \frac{\zeta_{M1}^{2}}{2} = 11.445$$

$$\zeta_{M2} := \sqrt{\ln\left(1 + \frac{\sigma_{M2}^{2}}{\mu_{M2}^{2}}\right)} = 0.05 \qquad \lambda_{M2} := \ln(\mu_{M2}) - \frac{\zeta_{M2}^{2}}{2} = 11.445$$

$$\zeta_{M3} := \sqrt{\ln\left(1 + \frac{\sigma_{M3}^{2}}{\mu_{M3}^{2}}\right)} = 0.05 \qquad \lambda_{M3} := \ln(\mu_{M3}) - \frac{\zeta_{M3}^{2}}{2} = 11.445$$

$$\zeta_{M4} := \sqrt{\ln\left(1 + \frac{\sigma_{M4}^{2}}{\mu_{M4}^{2}}\right)} = 0.05 \qquad \lambda_{M4} := \ln(\mu_{M4}) - \frac{\zeta_{M4}^{2}}{2} = 11.445$$

$$\alpha_{gumbH} := \frac{\pi}{\sqrt{6} \cdot \sigma_H} = 7.287 \times 10^{-5} \qquad u_H := \mu_H - \frac{0.577}{\alpha_{gumbH}} = 8.082 \times 10^{3}$$

$$\alpha_{gumbV} := \frac{\pi}{\sqrt{6} \cdot \sigma_V} = 5.83 \times 10^{-5} \qquad u_V := \mu_V - \frac{0.577}{\alpha_{gumbV}} = 1.01 \times 10^{4}$$

$$\alpha_{gumbqf} := \frac{\pi}{\sqrt{6} \sigma_{qf}} = 0.01 \qquad u_{qf} := \mu_{qf} - \frac{0.577}{\alpha_{gumbqf}} = 354.664$$

$$\sigma_{M1norm} := M_1 \cdot \zeta_{M1} = 4.676 \times 10^{3} \qquad \mu_{M1norm} := M_1 \cdot (1 - \ln(M_1) + \lambda_{M1}) = 9.346 \times 10^{4}$$

$$\sigma_{M2norm} := M_2 \cdot \zeta_{M2} = 4.676 \times 10^{3} \qquad \mu_{M2norm} := M_2 \cdot (1 - \ln(M_2) + \lambda_{M2}) = 9.346 \times 10^{4}$$

$$\sigma_{M3norm} := M_3 \cdot \zeta_{M3} = 4.676 \times 10^{3} \qquad \mu_{M3norm} := M_3 \cdot (1 - \ln(M_3) + \lambda_{M3}) = 9.346 \times 10^{4}$$

$$\sigma_{M4norm} := M_4 \cdot \zeta_{M4} = 4.676 \times 10^{3} \qquad \mu_{M4norm} := M_4 \cdot (1 - \ln(M_4) + \lambda_{M4}) = 9.346 \times 10^{4}$$

$$\sigma_{Hnorm} := \frac{\mathrm{dnorm}\left[\mathrm{qnorm}\left[e^{-e^{-\alpha_{gumbH} \cdot (H - u_H)}}, 0, 1\right], 0, 1\right]}{\alpha_{gumbH} \cdot e^{-\alpha_{gumbH} \cdot (H - u_H) - e^{-\alpha_{gumbH} \cdot (H - u_H)}}} = 1.683 \times 10^{4}$$

$$\mu_{Hnorm} := H - \sigma_{Hnorm} \cdot \mathrm{qnorm}\left[e^{-e^{-\alpha_{gumbH} \cdot (H - u_H)}}, 0, 1\right] = 1.302 \times 10^{4}$$

$$\sigma_{Vnorm} := \frac{\mathrm{dnorm}\left[\mathrm{qnorm}\left[e^{-e^{-\alpha_{gumbV} \cdot (V - u_V)}}, 0, 1\right], 0, 1\right]}{\alpha_{gumbV} \cdot e^{-\alpha_{gumbV} \cdot (V - u_V) - e^{-\alpha_{gumbV} \cdot (V - u_V)}}} = 2.103 \times 10^{4}$$

$$\mu_{Vnorm} := V - \sigma_{Vnorm} \cdot \mathrm{qnorm}\left[e^{-e^{-\alpha_{gumbV} \cdot (V - u_V)}}, 0, 1\right] = 1.627 \times 10^{4}$$

$$\sigma_{qfnorm} := \frac{\mathrm{dnorm}\left[\mathrm{qnorm}\left[e^{-e^{-\alpha_{gumbqf} \cdot (q_f - u_{qf})}}, 0, 1\right], 0, 1\right]}{\alpha_{gumbqf} \cdot e^{-\alpha_{gumbqf} \cdot (q_f - u_{qf}) - e^{-\alpha_{gumbqf} \cdot (q_f - u_{qf})}}} = 117.599$$

$$\mu_{qfnorm} := q_f - \sigma_{qfnorm} \cdot \mathrm{qnorm}\left[e^{-e^{-\alpha_{gumbqf} \cdot (q_f - u_{qf})}}, 0, 1\right] = 389.167$$

0

$:= \beta \leftarrow 1$

for $i \in 1..n$

$dg_{M1} \leftarrow k_y(q_f)\cdot\sigma_{M1norm}$

$dg_{M3} \leftarrow 2k_y(q_f)\cdot\sigma_{M3norm}$

$dg_{M4} \leftarrow 2k_y(q_f)\cdot\sigma_{M4norm}$

$dg_H \leftarrow -\sigma_{Hnorm}$

$dg_V \leftarrow -\sigma_{Vnorm}$

$dgqf \leftarrow (M_1 + 2M_3 + 2M_4)\cdot dk_y(q_f)\cdot\sigma_{qfnorm}$

$den \leftarrow \sqrt{dg_{M1}^2 + dg_{M3}^2 + dg_{M4}^2 + dg_H^2 + dg_V^2 + dgqf^2}$

$\alpha_{M1} \leftarrow \frac{dg_{M1}}{den}$

$\alpha_{M3} \leftarrow \frac{dg_{M3}}{den}$

$\alpha_{M4} \leftarrow \frac{dg_{M4}}{den}$

$\alpha_H \leftarrow \frac{dg_H}{den}$

$\alpha_V \leftarrow \frac{dg_V}{den}$

$\alpha_{qf} \leftarrow \frac{dgqf}{den}$

$M1v(\beta) \leftarrow \mu_{M1} - \alpha_{M1}\cdot\sigma_{M1norm}\cdot\beta$

$M3v(\beta) \leftarrow \mu_{M3} - \alpha_{M3}\cdot\sigma_{M3norm}\cdot\beta$

$M4v(\beta) \leftarrow \mu_{M4} - \alpha_{M4}\cdot\sigma_{M4norm}\cdot\beta$

$Hv(\beta) \leftarrow \mu_H - \alpha_H\cdot\sigma_{Hnorm}\cdot\beta$

$Vv(\beta) \leftarrow \mu_V - \alpha_V\cdot\sigma_{Vnorm}\cdot\beta$

$q_{fv}(\beta) \leftarrow \mu_{qf} - \alpha_{qf}\cdot\sigma_{qfnorm}\cdot\beta$

$sol \leftarrow root(g_1(M1v(\beta), M3v(\beta), M4v(\beta), Hv(\beta), Vv(\beta), q_{fv}(\beta)), \beta)$

$M_1 \leftarrow \mu_{M1} - \alpha_{M1}\cdot\sigma_{M1norm}\cdot sol$

$M_3 \leftarrow \mu_{M3} - \alpha_{M3}\cdot\sigma_{M3norm}\cdot sol$

$M_4 \leftarrow \mu_{M4} - \alpha_{M4}\cdot\sigma_{M4norm}\cdot sol$

$H \leftarrow \mu_{Hnorm} - \alpha_H\cdot\sigma_{Hnorm}\cdot sol$

$V \leftarrow \mu_{Vnorm} - \alpha_V\cdot\sigma_{Vnorm}\cdot sol$

$q_f \leftarrow \mu_{qfnorm} - \alpha_{qf}\cdot\sigma_{qfnorm}\cdot sol$

$$\sigma_{Hnorm} \leftarrow \frac{dnorm\left[qnorm\left[e^{-e^{-\alpha_{gumbH}(H-u_H)}},0,1\right],0,1\right]}{\alpha_{gumbH}\cdot e^{-\alpha_{gumbH}\cdot(H-u_H)-e^{-\alpha_{gumbH}(H-u_H)}}}$$

$$\mu_{Hnorm} \leftarrow H - \sigma_{Hnorm}\cdot qnorm\left[e^{-e^{-\alpha_{gumbH}(H-u_H)}},0,1\right]$$

$$\sigma_{Vnorm} \leftarrow \frac{dnorm\left[qnorm\left[e^{-e^{-\alpha_{gumbV}(V-u_V)}},0,1\right],0,1\right]}{\alpha_{gumbV}\cdot e^{-\alpha_{gumbV}\cdot(V-u_V)-e^{-\alpha_{gumbV}(V-u_V)}}}$$

$$\mu_{Vnorm} \leftarrow V - \sigma_{Vnorm}\cdot qnorm\left[e^{-e^{-\alpha_{gumbV}(V-u_V)}},0,1\right]$$

$$\sigma_{qfnorm} \leftarrow \frac{dnorm\left[qnorm\left[e^{-e^{-\alpha_{gumbqf}(q_f-u_{qf})}},0,1\right],0,1\right]}{\alpha_{gumbqf}\cdot e^{-\alpha_{gumbqf}\cdot(q_f-u_{qf})-e^{-\alpha_{gumbqf}(q_f-u_{qf})}}}$$

$$\mu_{qfnorm} \leftarrow q_f - \sigma_{qfnorm}\cdot qnorm\left[e^{-e^{-\alpha_{gumbqf}(q_f-u_{qf})}},0,1\right]$$

$\sigma_{M1norm} \leftarrow M_1\cdot\zeta_{M1}$

$\mu_{M1norm} \leftarrow M_1\cdot(1 - \ln(M_1) + \lambda_{M1})$

$\sigma_{M3norm} \leftarrow M_3\cdot\zeta_{M3}$

$\mu_{M3norm} \leftarrow M_3\cdot(1 - \ln(M_3) + \lambda_{M3})$

$\sigma_{M4norm} \leftarrow M_4\cdot\zeta_{M4}$

$\mu_{M4norm} \leftarrow M_4\cdot(1 - \ln(M_4) + \lambda_{M4})$

$$\begin{pmatrix} M_1 \\ M_3 \\ M_4 \\ H \\ V \end{pmatrix}$$

$beta2(n) := \beta \leftarrow 1$

for $i \in 1..n$

$dg_{M2} \leftarrow k_y(q_f)\cdot\sigma_{M2norm}$

$dg_{M3} \leftarrow 2\cdot k_y(q_f)\sigma_{M3norm}$

$dg_{M4} \leftarrow \sigma_{M4norm}\cdot k_y(q_f)$

$dg_V \leftarrow -\sigma_{Vnorm}$

$dgqf \leftarrow (M_1 + 2M_3 + M_4)\cdot dk_y(q_f)\cdot\sigma_{qfnorm}$

$den \leftarrow \sqrt{dg_{M2}^2 + dg_{M3}^2 + dg_{M4}^2 + dg_V^2 + dgc}$

$\alpha_{M2} \leftarrow \frac{dg_{M2}}{den}$

$\alpha_{M3} \leftarrow \frac{dg_{M3}}{den}$

$\alpha_{M4} \leftarrow \frac{dg_{M4}}{den}$

$\alpha_V \leftarrow \frac{dg_V}{den}$

$\alpha_{qf} \leftarrow \frac{dgqf}{den}$

$M2v(\beta) \leftarrow \mu_{M2} - \alpha_{M2}\cdot\sigma_{M2norm}\cdot\beta$

$M3v(\beta) \leftarrow \mu_{M3} - \alpha_{M3}\cdot\sigma_{M3norm}\cdot\beta$

$M4v(\beta) \leftarrow \mu_{M4} - \alpha_{M4}\cdot\sigma_{M4norm}\cdot\beta$

$Vv(\beta) \leftarrow \mu_V - \alpha_V\cdot\sigma_{Vnorm}\cdot\beta$

$q_{fv}(\beta) \leftarrow \mu_{qf} - \alpha_{qf}\cdot\sigma_{qfnorm}\cdot\beta$

$sol \leftarrow root(g_2(M2v(\beta), M3v(\beta), M4v(\beta), Vv(\beta), q$

$M_2 \leftarrow \mu_{M2} - \alpha_{M2}\cdot\sigma_{M2norm}\cdot sol$

$M_3 \leftarrow \mu_{M3} - \alpha_{M3}\cdot\sigma_{M3norm}\cdot sol$

$M_4 \leftarrow \mu_{M4} - \alpha_{M4}\cdot\sigma_{M4norm}\cdot sol$

$V \leftarrow \mu_{Vnorm} - \alpha_V\cdot\sigma_{Vnorm}\cdot sol$

$q_f \leftarrow \mu_{qfnorm} - \alpha_{qf}\cdot\sigma_{qfnorm}\cdot sol$

$$\sigma_{Vnorm} \leftarrow \frac{dnorm\left[qnorm\left[e^{-e^{-\alpha_{gumbV}(V-u_V)}},0,1\right.\right.}{\alpha_{gumbV}\cdot e^{-\alpha_{gumbV}\cdot(V-u_V)-e^{-\alpha_{gumbV}}}}$$

$$\mu_{Vnorm} \leftarrow V - \sigma_{Vnorm}\cdot qnorm\left[e^{-e^{-\alpha_{gumbV}(V-u_V)}}\right.$$

$\sigma_{M2norm} \leftarrow M_2\cdot\zeta_{M2}$

$\mu_{M2norm} \leftarrow M_2\cdot(1 - \ln(M_2) + \lambda_{M2})$

$\sigma_{M3norm} \leftarrow M_3\cdot\zeta_{M3}$

$\mu_{M3norm} \leftarrow M_3\cdot(1 - \ln(M_3) + \lambda_{M3})$

$\sigma_{M4norm} \leftarrow M_4\cdot\zeta_{M4}$

$\mu_{M4norm} \leftarrow M_4\cdot(1 - \ln(M_4) + \lambda_{M4})$

$$\sigma_{qfnorm} \leftarrow \frac{dnorm\left[qnorm\left[e^{-e^{-\alpha_{gumbqf}(q_f-u_{qf})}},0,\right.\right.}{\alpha_{gumbqf}\cdot e^{-\alpha_{gumbqf}\cdot(q_f-u_{qf})-e^{-\alpha_{gum}}}}$$

$$\mu_{qfnorm} \leftarrow q_f - \sigma_{qfnorm}\cdot qnorm\left[e^{-e^{-\alpha_{gumbqf}(q_f-u}}\right.$$

$$res_i \leftarrow \begin{pmatrix} M_2 \\ M_3 \\ M_4 \\ V \\ q_f \\ \mu_{M2} \\ \mu_{M3} \\ \mu_{M4} \\ \mu_V \\ \mu_{qf} \\ \sigma_{M2} \\ \sigma_{M3} \\ \sigma_{M4} \\ \sigma_V \end{pmatrix}$$

$res_i \leftarrow \begin{pmatrix} q_f \\ \mu_{M1} \\ \mu_{M3} \\ \mu_{M4} \\ \mu_H \\ \mu_V \\ \mu_{qf} \\ \sigma_{M1} \\ \sigma_{M3} \\ \sigma_{M4} \\ \sigma_H \\ \sigma_V \\ \sigma_{qf} \\ \alpha_{M1} \\ \alpha_{M3} \\ \alpha_{M4} \\ \alpha_H \\ \alpha_V \\ \alpha_{qf} \\ sol \end{pmatrix}$

return res

$\begin{pmatrix} \sigma_{qf} \\ \alpha_{M2} \\ \alpha_{M3} \\ \alpha_{M4} \\ \alpha_V \\ \alpha_{qf} \\ sol \end{pmatrix}$

return res

$V_{sol1} := beta1(n_{iter})_{n_{iter}}$ $\quad M_{sol1} := beta1(n_{iter})$

$V_{xd1} := submatrix(V_{sol1}, 1, 6, 1, 1) = \begin{pmatrix} 9.335 \times 10^4 \\ 9.312 \times 10^4 \\ 9.312 \times 10^4 \\ 2.126 \times 10^4 \\ 3.02 \times 10^4 \\ 836.833 \end{pmatrix}$ $\quad V_{\alpha 1} := submatrix(V_{sol1}, 19, 24, 1, 1) = \begin{pmatrix} 0.019 \\ 0.037 \\ 0.037 \\ -0.182 \\ -0.239 \\ -0.952 \end{pmatrix}$

$V_{\beta 1} := submatrix(V_{sol1}, 25, 25, 1, 1) = (2.607)$ $\quad p_{f1} := cnorm(-V_{\beta 1}) = (4.569 \times 10^{-3})$

$V_{\mu 1} := submatrix(V_{sol1}, 7, 12, 1, 1) = \begin{pmatrix} 9.357 \times 10^4 \\ 9.357 \times 10^4 \\ 9.357 \times 10^4 \\ 1.6 \times 10^4 \\ 2 \times 10^4 \\ 410 \end{pmatrix}$

$V_{\sigma 1} := submatrix(V_{sol1}, 13, 18, 1, 1) = \begin{pmatrix} 4.679 \times 10^3 \\ 4.679 \times 10^3 \\ 4.679 \times 10^3 \\ 1.76 \times 10^4 \\ 2.2 \times 10^4 \\ 123 \end{pmatrix}$

$\beta 1(i) := \left(M_{sol1_i}\right)_{25}$

$\alpha_{M11}(i) := \left(M_{sol1_i}\right)_{19}$ $\quad \alpha_{M31}(i) := \left(M_{sol1_i}\right)_{20}$ $\quad \alpha_{M41}(i) := \left(M_{sol1_i}\right)_{21}$

$\alpha_{H1}(i) := \left(M_{sol1_i}\right)_{22}$ $\quad \alpha_{V1}(i) := \left(M_{sol1_i}\right)_{23}$ $\quad \alpha_{qf1}(i) := \left(M_{sol1_i}\right)_{24}$

$V_{sol2} := beta2(n_{iter})_{n_{iter}}$ $\quad M_{sol2} := beta2(n_{iter})$

$V_{xd2} := submatrix(V_{sol2}, 1, 5, 1, 1) = \begin{pmatrix} 9.329 \times 10^4 \\ 9.3 \times 10^4 \\ 9.329 \times 10^4 \\ 3.641 \times 10^4 \\ 838.854 \end{pmatrix}$ $\quad V_{\alpha 2} := submatrix(V_{sol2}, 16, 20, 1, 1)$

$V_{\beta 2} := submatrix(V_{sol2}, 21, 21, 1, 1) = (2.639)$ $\quad p_{f2} := cnorm(-V_{\beta 2}) = ($

$V_{\mu 2} := submatrix(V_{sol2}, 6, 10, 1, 1) = \begin{pmatrix} 9.357 \times 10^4 \\ 9.357 \times 10^4 \\ 9.357 \times 10^4 \\ 2 \times 10^4 \\ 410 \end{pmatrix}$

$V_{\sigma 2} := submatrix(V_{sol2}, 11, 15, 1, 1) = \begin{pmatrix} 4.679 \times 10^3 \\ 4.679 \times 10^3 \\ 4.679 \times 10^3 \\ 2.2 \times 10^4 \\ 123 \end{pmatrix}$

$\beta 2(i) := \left(M_{sol2_i}\right)_{21}$

$\alpha_{M22}(i) := \left(M_{sol2_i}\right)_{16}$ $\quad \alpha_{M32}(i) := \left(M_{sol2_i}\right)_{17}$ $\quad \alpha_{M42}(i) := \left(M_{sol2_i}\right)_{18}$

$\alpha_{V2}(i) := \left(M_{sol2_i}\right)_{19}$ $\quad \alpha_{qf2}(i) := \left(M_{sol2_i}\right)_{20}$

β1(i)
i
αM11(i)
αM31(i)
αM41(i)
αH1(i)
αV1(i)
αqf1(i)
i

β2(i)
i
αM22(i)
αM32(i)
αM42(i)
αV2(i)
αqf2(i)
i

2) Full probabilistic steel frame.xmcd

$f_{yk} := 235 \cdot 10^6$ $\quad W_{pl} := 366.65 \cdot 10^{-6} = 3.666 \times 10^{-4}$

$g_1(M_1, M_3, M_4, H, V) := M_1 + 2M_3 + 2M_4 - H - V$

$g_2(M_2, M_3, M_4, V) := M_2 + 2M_3 + M_4 - V$

$g_3(M_1, M_2, M_4, H) := M_1 + M_2 + M_4 - H$

Definizione dei valori caratteristici di momenti plastici e delle azioni

$M_{1k} := W_{pl} \cdot f_{yk}$ $\quad M_{2k} := W_{pl} \cdot f_{yk}$ $\quad M_{3k} := W_{pl} \cdot f_{yk}$ $\quad M_{4k} := W_{pl} \cdot f_{yk}$ $\quad H_k := 80000$ $\quad V_k := 100000$

$w_r := 0.05$ $\quad \mu_{M1} := M_{1k} \cdot e^{1.65 \cdot w_r}$ $\quad \sigma_{M1} := w_r \cdot \mu_{M1}$ $\quad \mu_{M2} := M_{2k} \cdot e^{1.65 \cdot w_r}$ $\quad \sigma_{M2} := w_r \cdot \mu_{M2}$

$\mu_{M3} := M_{3k} \cdot e^{1.65 \cdot w_r}$ $\quad \sigma_{M3} := w_r \cdot \mu_{M3}$ $\quad \mu_{M4} := M_{4k} \cdot e^{1.65 \cdot w_r}$ $\quad \sigma_{M4} := w_r \cdot \mu_{M4}$

$\mu_H := 0.6 \cdot H_k$ $\quad \sigma_H := 0.35 \cdot \mu_H$ $\quad \mu_V := 0.6 \cdot V_k$ $\quad \sigma_V := 0.35 \cdot \mu_V$

Assegnazione valore di primo tentativo alle variabili

$M_1 := \mu_{M1}$ $\quad M_2 := \mu_{M2}$ $\quad M_3 := \mu_{M3}$ $\quad M_4 := \mu_{M4}$ $\quad H := \mu_H$ $\quad V := \mu_V$

$$\zeta_{M1} := \sqrt{\ln\left(1 + \frac{\sigma_{M1}^2}{\mu_{M1}^2}\right)} = 0.05 \qquad \lambda_{M1} := \ln(\mu_{M1}) - \frac{\zeta_{M1}^2}{2} = 11.445$$

$$\zeta_{M2} := \sqrt{\ln\left(1 + \frac{\sigma_{M2}^2}{\mu_{M2}^2}\right)} = 0.05 \qquad \lambda_{M2} := \ln(\mu_{M2}) - \frac{\zeta_{M2}^2}{2} = 11.445$$

$$\zeta_{M3} := \sqrt{\ln\left(1 + \frac{\sigma_{M3}^2}{\mu_{M3}^2}\right)} = 0.05 \qquad \lambda_{M3} := \ln(\mu_{M3}) - \frac{\zeta_{M3}^2}{2} = 11.445$$

$$\zeta_{M4} := \sqrt{\ln\left(1 + \frac{\sigma_{M4}^2}{\mu_{M4}^2}\right)} = 0.05 \qquad \lambda_{M4} := \ln(\mu_{M4}) - \frac{\zeta_{M4}^2}{2} = 11.445$$

$$\alpha_{gumbH} := \frac{\pi}{\sqrt{6} \cdot \sigma_H} = 7.634 \times 10^{-5} \qquad u_H := \mu_H - \frac{0.577}{\alpha_{gumbH}} = 4.044 \times 10^4$$

$$\alpha_{gumbV} := \frac{\pi}{\sqrt{6} \cdot \sigma_V} = 6.107 \times 10^{-5} \qquad u_V := \mu_V - \frac{0.577}{\alpha_{gumbV}} = 5.055 \times 10^4$$

$$\sigma_{M1norm} := M_1 \cdot \zeta_{M1} = 4.676 \times 10^3 \qquad \mu_{M1norm} := M_1 \cdot (1 - \ln(M_1) + \lambda_{M1}) = 9.346 \times 10^4$$

$$\sigma_{M2norm} := M_2 \cdot \zeta_{M2} = 4.676 \times 10^3 \qquad \mu_{M2norm} := M_2 \cdot (1 - \ln(M_2) + \lambda_{M2}) = 9.346 \times 10^4$$

$$\sigma_{M3norm} := M_3 \cdot \zeta_{M3} = 4.676 \times 10^3 \qquad \mu_{M3norm} := M_3 \cdot (1 - \ln(M_3) + \lambda_{M3}) = 9.346 \times 10^4$$

$$\sigma_{M4norm} := M_4 \cdot \zeta_{M4} = 4.676 \times 10^3 \qquad \mu_{M4norm} := M_4 \cdot (1 - \ln(M_4) + \lambda_{M4}) = 9.346 \times 10^4$$

$$\sigma_{Hnorm} := \frac{\text{dnorm}\left[\text{qnorm}\left[e^{-e^{-\alpha_{gumbH}(H-u_H)}}, 0, 1\right], 0, 1\right]}{\alpha_{gumbH} \cdot e^{-\alpha_{gumbH} \cdot (H-u_H) - e^{-\alpha_{gumbH}(H-u_H)}}} = 1.606 \times 10^4$$

$$\mu_{Hnorm} := H - \sigma_{Hnorm} \cdot \text{qnorm}\left[e^{-e^{-\alpha_{gumbH}(H-u_H)}}, 0, 1\right] = 4.515 \times 10^4$$

$$\sigma_{Vnorm} := \frac{\text{dnorm}\left[\text{qnorm}\left[e^{-e^{-\alpha_{gumbV}(V-u_V)}}, 0, 1\right], 0, 1\right]}{\alpha_{gumbV} \cdot e^{-\alpha_{gumbV} \cdot (V-u_V) - e^{-\alpha_{gumbV}(V-u_V)}}} = 2.008 \times 10^4$$

$$\mu_{Vnorm} := V - \sigma_{Vnorm} \cdot \text{qnorm}\left[e^{-e^{-\alpha_{gumbV}(V-u_V)}}, 0, 1\right] = 5.644 \times 10^4$$

$n_{iter} := 20$

```
beta1(n) := | β ← 1
            | for i ∈ 1..n
            |   | dg_M1 ← σ_M1norm
            |   | dg_M3 ← 2σ_M3norm
            |   | dg_M4 ← 2σ_M4norm
            |   | dg_H ← −σ_Hnorm
            |   | dg_V ← −σ_Vnorm
            |   | den ← sqrt(dg_M1^2 + dg_M3^2 + dg_M4^2 + dg_H^2 + dg_V^2)
            |   | α_M1 ← dg_M1 / den
```

```
beta2(n) := | β ← 1
            | for i ∈ 1..n
            |   | dg_M2 ← σ_M2norm
            |   | dg_M3 ← 2σ_M3norm
            |   | dg_M4 ← σ_M4norm
            |   | dg_V ← −σ_Vnorm
            |   | den ← sqrt(dg_M2^2 + dg_M3^2 + dg_M4^2 + dg_V^2)
            |   | α_M2 ← dg_M2 / den
```

α_{M1} … den

$$\alpha_{M3} \leftarrow \frac{dg_{M3}}{den}$$
$$\alpha_{M4} \leftarrow \frac{dg_{M4}}{den}$$
$$\alpha_{H} \leftarrow \frac{dg_{H}}{den}$$
$$\alpha_{V} \leftarrow \frac{dg_{V}}{den}$$
$$M1v(\beta) \leftarrow \mu_{M1} - \alpha_{M1} \cdot \sigma_{M1norm} \cdot \beta$$
$$M3v(\beta) \leftarrow \mu_{M3} - \alpha_{M3} \cdot \sigma_{M3norm} \cdot \beta$$
$$M4v(\beta) \leftarrow \mu_{M4} - \alpha_{M4} \cdot \sigma_{M4norm} \cdot \beta$$
$$Hv(\beta) \leftarrow \mu_{H} - \alpha_{H} \cdot \sigma_{Hnorm} \cdot \beta$$
$$Vv(\beta) \leftarrow \mu_{V} - \alpha_{V} \cdot \sigma_{Vnorm} \cdot \beta$$
$$sol \leftarrow root(g_1(M1v(\beta), M3v(\beta), M4v(\beta), Hv(\beta), Vv(\beta)), \beta)$$
$$M_1 \leftarrow \mu_{M1} - \alpha_{M1} \cdot \sigma_{M1norm} \cdot sol$$
$$M_3 \leftarrow \mu_{M3} - \alpha_{M3} \cdot \sigma_{M3norm} \cdot sol$$
$$M_4 \leftarrow \mu_{M4} - \alpha_{M4} \cdot \sigma_{M4norm} \cdot sol$$
$$H \leftarrow \mu_{Hnorm} - \alpha_{H} \cdot \sigma_{Hnorm} \cdot sol$$
$$V \leftarrow \mu_{Vnorm} - \alpha_{V} \cdot \sigma_{Vnorm} \cdot sol$$
$$\sigma_{Hnorm} \leftarrow \frac{dnorm\left[qnorm\left[e^{-e^{-\alpha_{gumbH} \cdot (H-u_H)}}, 0, 1\right], 0, 1\right]}{\alpha_{gumbH} \cdot e^{-\alpha_{gumbH} \cdot (H-u_H) - e^{-\alpha_{gumbH} \cdot (H-u_H)}}}$$
$$\mu_{Hnorm} \leftarrow H - \sigma_{Hnorm} \cdot qnorm\left[e^{-e^{-\alpha_{gumbH} \cdot (H-u_H)}}, 0, 1\right]$$
$$\sigma_{Vnorm} \leftarrow \frac{dnorm\left[qnorm\left[e^{-e^{-\alpha_{gumbV} \cdot (V-u_V)}}, 0, 1\right], 0, 1\right]}{\alpha_{gumbV} \cdot e^{-\alpha_{gumbV} \cdot (V-u_V) - e^{-\alpha_{gumbV} \cdot (V-u_V)}}}$$
$$\mu_{Vnorm} \leftarrow V - \sigma_{Vnorm} \cdot qnorm\left[e^{-e^{-\alpha_{gumbV} \cdot (V-u_V)}}, 0, 1\right]$$
$$\sigma_{M1norm} \leftarrow M_1 \cdot \zeta_{M1}$$
$$\mu_{M1norm} \leftarrow M_1 \cdot (1 - \ln(M_1) + \lambda_{M1})$$
$$\sigma_{M3norm} \leftarrow M_3 \cdot \zeta_{M3}$$
$$\mu_{M3norm} \leftarrow M_3 \cdot (1 - \ln(M_3) + \lambda_{M3})$$
$$\sigma_{M4norm} \leftarrow M_4 \cdot \zeta_{M4}$$
$$\mu_{M4norm} \leftarrow M_4 \cdot (1 - \ln(M_4) + \lambda_{M4})$$
$$res_i \leftarrow \begin{pmatrix} M_1 \\ M_3 \\ M_4 \\ H \\ V \\ \mu_{M1} \\ \mu_{M3} \\ \mu_{M4} \\ \mu_{H} \\ \mu_{V} \\ \sigma_{M1} \\ \sigma_{M3} \\ \sigma_{M4} \\ \sigma_{H} \\ \sigma_{V} \\ \alpha_{M1} \\ \alpha_{M3} \\ \alpha_{M4} \\ \alpha_{H} \\ \alpha_{V} \\ sol \end{pmatrix}$$

return res

$$\alpha_{M3} \leftarrow \frac{dg_{M3}}{den}$$
$$\alpha_{M4} \leftarrow \frac{dg_{M4}}{den}$$
$$\alpha_{V} \leftarrow \frac{dg_{V}}{den}$$
$$M2v(\beta) \leftarrow \mu_{M2} - \alpha_{M2} \cdot \sigma_{M2norm} \cdot \beta$$
$$M3v(\beta) \leftarrow \mu_{M3} - \alpha_{M3} \cdot \sigma_{M3norm} \cdot \beta$$
$$M4v(\beta) \leftarrow \mu_{M4} - \alpha_{M4} \cdot \sigma_{M4norm} \cdot \beta$$
$$Vv(\beta) \leftarrow \mu_{V} - \alpha_{V} \cdot \sigma_{Vnorm} \cdot \beta$$
$$sol \leftarrow root(g_2(M2v(\beta), M3v(\beta), M4v(\beta), Vv(\beta)), \beta)$$
$$M_2 \leftarrow \mu_{M2} - \alpha_{M2} \cdot \sigma_{M2norm} \cdot sol$$
$$M_3 \leftarrow \mu_{M3} - \alpha_{M3} \cdot \sigma_{M3norm} \cdot sol$$
$$M_4 \leftarrow \mu_{M4} - \alpha_{M4} \cdot \sigma_{M4norm} \cdot sol$$
$$V \leftarrow \mu_{Vnorm} - \alpha_{V} \cdot \sigma_{Vnorm} \cdot sol$$
$$\sigma_{Vnorm} \leftarrow \frac{dnorm\left[qnorm\left[e^{-e^{-\alpha_{gumbV} \cdot (V-u_V)}}, 0, 1\right], 0, 1\right]}{\alpha_{gumbV} \cdot e^{-\alpha_{gumbV} \cdot (V-u_V) - e^{-\alpha_{gumbV} \cdot (V-u_V)}}}$$
$$\mu_{Vnorm} \leftarrow V - \sigma_{Vnorm} \cdot qnorm\left[e^{-e^{-\alpha_{gumbV} \cdot (V-u_V)}}, 0, 1\right]$$
$$\sigma_{M2norm} \leftarrow M_2 \cdot \zeta_{M2}$$
$$\mu_{M2norm} \leftarrow M_2 \cdot (1 - \ln(M_2) + \lambda_{M2})$$
$$\sigma_{M3norm} \leftarrow M_3 \cdot \zeta_{M3}$$
$$\mu_{M3norm} \leftarrow M_3 \cdot (1 - \ln(M_3) + \lambda_{M3})$$
$$\sigma_{M4norm} \leftarrow M_4 \cdot \zeta_{M4}$$
$$\mu_{M4norm} \leftarrow M_4 \cdot (1 - \ln(M_4) + \lambda_{M4})$$
$$res_i \leftarrow \begin{pmatrix} M_2 \\ M_3 \\ M_4 \\ V \\ \mu_{M2} \\ \mu_{M3} \\ \mu_{M4} \\ \mu_{V} \\ \sigma_{M2} \\ \sigma_{M3} \\ \sigma_{M4} \\ \sigma_{V} \\ \alpha_{M2} \\ \alpha_{M3} \\ \alpha_{M4} \\ \alpha_{V} \\ sol \end{pmatrix}$$

return res

$V_{sol1} := beta1(n_{iter})_{n_{iter}}$ $\quad M_{sol1} := beta1(n_{iter})$

$V_{sol2} := beta2(n_{iter})_{n..}$ $\quad M_{sol2} := beta2(n_{iter})$

$$V_{xd1} := \text{submatrix}(V_{sol1},1,5,1,1) = \begin{pmatrix} 9.234\times10^4 \\ 9.118\times10^4 \\ 9.118\times10^4 \\ 7.702\times10^4 \\ 2.352\times10^5 \end{pmatrix}$$

$$V_{\alpha1} := \text{submatrix}(V_{sol1},16,20,1,1) = \begin{pmatrix} 0.058 \\ 0.115 \\ 0.115 \\ -0.342 \\ -0.924 \end{pmatrix}$$

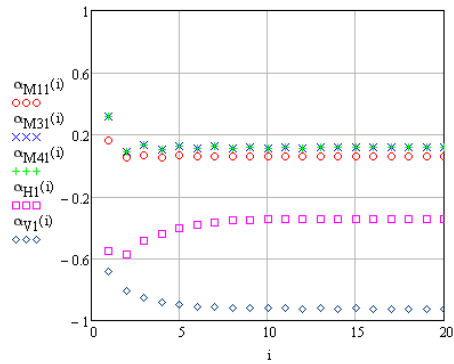
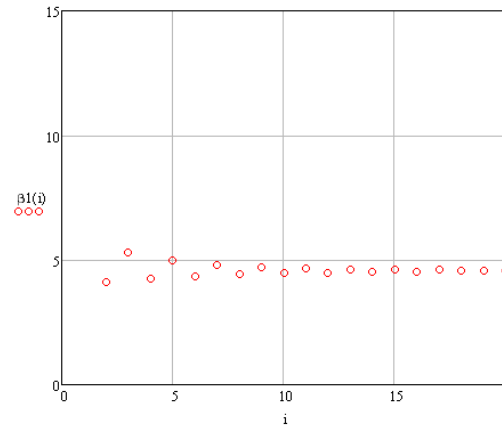
$$V_{\beta1} := \text{submatrix}(V_{sol1},21,21,1,1) = (4.56) \qquad p_{f1} := \text{cnorm}(-V_{\beta1}) = (2.558\times10^{-6})$$

$$V_{\mu1} := \text{submatrix}(V_{sol1},6,10,1,1) = \begin{pmatrix} 9.357\times10^4 \\ 9.357\times10^4 \\ 9.357\times10^4 \\ 4.8\times10^4 \\ 6\times10^4 \end{pmatrix}$$

$$V_{\sigma1} := \text{submatrix}(V_{sol1},11,15,1,1) = \begin{pmatrix} 4.679\times10^3 \\ 4.679\times10^3 \\ 4.679\times10^3 \\ 1.68\times10^4 \\ 2.1\times10^4 \end{pmatrix}$$

$\beta1(i) := \left(M_{sol1_i}\right)_{21}$

$\alpha_{M11}(i) := \left(M_{sol1_i}\right)_{16}$ $\quad \alpha_{M31}(i) := \left(M_{sol1_i}\right)_{17}$ $\quad \alpha_{M41}(i) := \left(M_{sol1_i}\right)_{18}$

$\alpha_{H1}(i) := \left(M_{sol1_i}\right)_{19}$ $\quad \alpha_{V1}(i) := \left(M_{sol1_i}\right)_{20}$

$$V_{xd2} := \text{submatrix}(V_{sol2},1,4,1,1) = \begin{pmatrix} 9.236\times10^4 \\ 9.122\times10^4 \\ 9.236\times10^4 \\ 2.325\times10^5 \end{pmatrix}$$

$$V_{\alpha2} := \text{submatrix}(V_{sol2},13,16,1,1) = \begin{pmatrix} 0.062 \\ 0.122 \\ 0.062 \\ -0.989 \end{pmatrix}$$

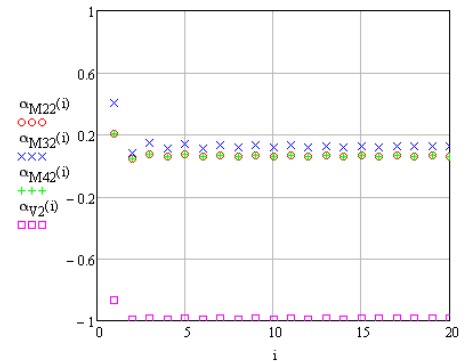
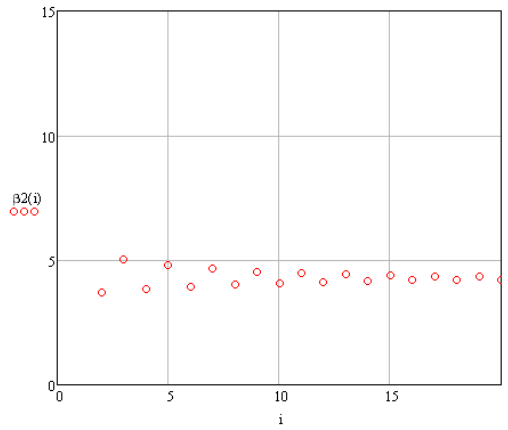
$$V_{\beta2} := \text{submatrix}(V_{sol2},17,17,1,1) = (4.224) \qquad p_{f2} := \text{cnorm}(-V_{\beta2}) = (1.199$$

$$V_{\mu2} := \text{submatrix}(V_{sol2},5,8,1,1) = \begin{pmatrix} 9.357\times10^4 \\ 9.357\times10^4 \\ 9.357\times10^4 \\ 6\times10^4 \end{pmatrix}$$

$$V_{\sigma2} := \text{submatrix}(V_{sol2},9,12,1,1) = \begin{pmatrix} 4.679\times10^3 \\ 4.679\times10^3 \\ 4.679\times10^3 \\ 2.1\times10^4 \end{pmatrix}$$

$\beta2(i) := \left(M_{sol2_i}\right)_{17}$

$\alpha_{M22}(i) := \left(M_{sol2_i}\right)_{13}$ $\quad \alpha_{M32}(i) := \left(M_{sol2_i}\right)_{14}$ $\quad \alpha_{M42}(i) := \left(M_{sol2_i}\right)_{15}$

$\alpha_{V2}(i) := \left(M_{sol2_i}\right)_{16}$

Appendice E Foglio di calcolo Mathcad – Trave di legno

1) Full probabilistic legno

$b := 0.15 \quad h := 0.2 \quad f_k := 24 \cdot 10^6 \qquad L := 5 \qquad int := 0.5 \qquad q_{fk} := 347$

$\Gamma := 9.221 \qquad \beta_n := 0.7 \qquad \beta_{par} := 1.5 \cdot \beta_n \cdot 10^{-3} \cdot \frac{0.2 \cdot \sqrt{\Gamma} - 0.04}{0.16\sqrt{\Gamma} + 0.08} = 1.053 \times 10^{-3} \qquad w_r := 0.15$

$q_k := 2000 \qquad gr_k := 1500 \qquad A_{ft} := 0.25 \qquad O := 0.1$

$$g(gr, q, q_f, f) := f - \frac{6 \cdot \frac{(gr + q) \cdot L^2 \cdot int}{8}}{\left(b - 4\beta_{par} \cdot 0.009 \cdot \frac{A_{ft} \cdot q_f}{O}\right) \cdot \left(h - 2 \cdot \beta_{par} \cdot 0.009 \cdot \frac{A_{ft} \cdot q_f}{O}\right)^3}$$

$g_{gr}(gr, q, q_f, f) := \frac{d}{dgr} g(gr, q, q_f, f) \qquad g_q(gr, q, q_f, f) := \frac{d}{dq} g(gr, q, q_f, f)$

$g_{qf}(gr, q, q_f, f) := \frac{d}{dq_f} g(gr, q, q_f, f) \qquad g_f(gr, q, q_f, f) := \frac{d}{df} g(gr, q, q_f, f)$

$\mu_{gr} := gr_k \qquad \sigma_{gr} := 0.1 \cdot \mu_{gr} \qquad \mu_q := 0.2 \cdot q_k \qquad \sigma_q := 1.1 \cdot \mu_q$

$\mu_{qf} := 0.822 \cdot q_{fk} \qquad \sigma_{qf} := 0.3 \cdot \mu_{qf} \qquad \mu_f := f_k \cdot e^{1.65 \cdot w_r} = 3.074 \times 10^7 \qquad \sigma_f := 0.15 \cdot \mu_f$

$gr := \mu_{gr} \qquad q := \mu_q \qquad q_f := \mu_{qf} \qquad f := \mu_f$

$\zeta_f := \sqrt{\ln\left(1 + \frac{\sigma_f^2}{\mu_f^2}\right)} = 0.149 \qquad \lambda_f := \ln(\mu_f) - \frac{\zeta_f^2}{2} = 17.23$

$\alpha_{gumbq} := \frac{\pi}{\sqrt{6} \cdot \sigma_q} = 2.915 \times 10^{-3} \qquad u_q := \mu_q - \frac{0.577}{\alpha_{gumbq}} = 202.051$

$\alpha_{gumbqf} := \frac{\pi}{\sqrt{6} \cdot \sigma_{qf}} = 0.015 \qquad u_{qf} := \mu_{qf} - \frac{0.577}{\alpha_{gumbqf}} = 246.737$

$\sigma_{fnorm} := f \cdot \zeta_f = 4.585 \times 10^6 \qquad \mu_{fnorm} := f \cdot (1 - \ln(f) + \lambda_f) = 3.04 \times 10^7$

$$\sigma_{qnorm} := \frac{dnorm\left[qnorm\left[e^{-e^{-\alpha_{gumbq} \cdot (q - u_q)}}, 0, 1\right], 0, 1\right]}{\alpha_{gumbq} \cdot e^{-\alpha_{gumbq} \cdot (q - u_q) - e^{-\alpha_{gumbq} \cdot (q - u_q)}}} = 420.681$$

$$\mu_{qnorm} := q - \sigma_{qnorm} \cdot qnorm\left[e^{-e^{-\alpha_{gumbq} \cdot (q - u_q)}}, 0, 1\right] = 325.474$$

$$\sigma_{qfnorm} := \frac{\mathrm{dnorm}\left[\mathrm{qnorm}\left[e^{-e^{-\alpha_{gumbqf}\cdot(q_f-u_{qf})}},0,1\right],0,1\right]}{\alpha_{gumbqf}\cdot e^{-\alpha_{gumbqf}\cdot(q_f-u_{qf})-e^{-\alpha_{gumbqf}\cdot(q_f-u_{qf})}}} = 81.8$$

$$\mu_{qfnorm} := q_f - \sigma_{qfnorm}\cdot \mathrm{qnorm}\left[e^{-e^{-\alpha_{gumbqf}\cdot(q_f-u_{qf})}},0,1\right] = 270.7$$

$n_{iter} := 10$

$$
\begin{aligned}
\mathrm{beta}(n) := \; & \beta \leftarrow 1 \\
& \text{for } i \in 1..n \\
& \quad dg_{gr} \leftarrow g_{gr}(gr,q,q_f,f)\cdot\sigma_{gr} \\
& \quad dg_{q} \leftarrow g_{q}(gr,q,q_f,f)\cdot\sigma_{qnorm} \\
& \quad dg_{qf} \leftarrow g_{qf}(gr,q,q_f,f)\cdot\sigma_{qfnorm} \\
& \quad dg_{f} \leftarrow g_{f}(gr,q,q_f,f)\cdot\sigma_{fnorm} \\
& \quad den \leftarrow \sqrt{dg_{gr}^2 + dg_q^2 + dg_{qf}^2 + dg_f^2} \\
& \quad \alpha_{gr} \leftarrow \frac{dg_{gr}}{den} \\
& \quad \alpha_{q} \leftarrow \frac{dg_{q}}{den} \\
& \quad \alpha_{qf} \leftarrow \frac{dg_{qf}}{den} \\
& \quad \alpha_{f} \leftarrow \frac{dg_{f}}{den} \\
& \quad Gv(\beta) \leftarrow \mu_{gr} - \alpha_{gr}\cdot\sigma_{gr}\cdot\beta \\
& \quad Qv(\beta) \leftarrow \mu_{qnorm} - \alpha_{q}\cdot\sigma_{qnorm}\cdot\beta \\
& \quad q_{fv}(\beta) \leftarrow \mu_{qfnorm} - \alpha_{qf}\cdot\sigma_{qfnorm}\cdot\beta \\
& \quad f_{v}(\beta) \leftarrow \mu_{fnorm} - \alpha_{f}\cdot\sigma_{fnorm}\cdot\beta \\
& \quad sol \leftarrow \mathrm{root}\left(g\left(Gv(\beta),Qv(\beta),q_{fv}(\beta),f_v(\beta)\right),\beta\right) \\
& \quad gr \leftarrow \mu_{gr} - \alpha_{gr}\cdot\sigma_{gr}\cdot sol \\
& \quad q \leftarrow \mu_{qnorm} - \alpha_{q}\cdot\sigma_{qnorm}\cdot sol \\
& \quad q_f \leftarrow \mu_{qfnorm} - \alpha_{qf}\cdot\sigma_{qfnorm}\cdot sol \\
& \quad f \leftarrow \mu_{fnorm} - \alpha_{f}\cdot\sigma_{fnorm}\cdot sol
\end{aligned}
$$

$$\sigma_{qnorm} \leftarrow \frac{dnorm\left[qnorm\left[e^{-e^{-\alpha_{gumbq}\cdot(q-u_q)}},0,1\right],0,1\right]}{\alpha_{gumbq}\cdot e^{-\alpha_{gumbq}\cdot(q-u_q)-e^{-\alpha_{gumbq}\cdot(q-u_q)}}}$$

$$\mu_{qnorm} \leftarrow q - \sigma_{qnorm}\cdot qnorm\left[e^{-e^{-\alpha_{gumbq}\cdot(q-u_q)}},0,1\right]$$

$$\sigma_{qfnorm} \leftarrow \frac{dnorm\left[qnorm\left[e^{-e^{-\alpha_{gumbqf}\cdot(q_f-u_{qf})}},0,1\right],0,1\right]}{\alpha_{gumbqf}\cdot e^{-\alpha_{gumbqf}\cdot(q_f-u_{qf})-e^{-\alpha_{gumbqf}\cdot(q_f-u_{qf})}}}$$

$$\mu_{qfnorm} \leftarrow q_f - \sigma_{qfnorm}\cdot qnorm\left[e^{-e^{-\alpha_{gumbqf}\cdot(q_f-u_{qf})}},0,1\right]$$

$$\sigma_{fnorm} \leftarrow f\cdot\zeta_f$$

$$\mu_{fnorm} \leftarrow f\cdot(1 - \ln(f) + \lambda_f)$$

$$res_i \leftarrow \begin{pmatrix} dg_{gr} \\ dg_q \\ dg_{qf} \\ dg_f \\ \alpha_{gr} \\ \alpha_q \\ \alpha_{qf} \\ \alpha_f \\ sol \\ gr \\ q \\ q_f \\ f \\ \mu_{gr} \\ \mu_{qnorm} \\ \mu_{qfnorm} \\ \mu_{fnorm} \\ \sigma_{gr} \\ \sigma_{qnorm} \\ \sigma_{qfnorm} \\ \sigma_{fnorm} \end{pmatrix}$$

return res

$sol := beta(n_{iter})_{n_{iter}}$ $\quad$ $M_{sol} := beta(n_{iter})$

$$V_d := \mathrm{submatrix}(V_{sol},1,4,1,1) = \begin{pmatrix} -1.849 \times 10^6 \\ -6.726 \times 10^6 \\ -4.064 \times 10^6 \\ 4.18 \times 10^6 \end{pmatrix}$$

$$V_\alpha := \mathrm{submatrix}(V_{sol},5,8,1,1) = \begin{pmatrix} -0.203 \\ -0.74 \\ -0.447 \\ 0.46 \end{pmatrix}$$

$$V_\beta := \mathrm{submatrix}(V_{sol},9,9,1,1) = (1.187) \qquad \mathrm{cnorm}(-V_\beta) = (0.118)$$

$$V_{xd} := \mathrm{submatrix}(V_{sol},10,13,1,1) = \begin{pmatrix} 1.536 \times 10^3 \\ 736.639 \\ 316.122 \\ 2.802 \times 10^7 \end{pmatrix}$$

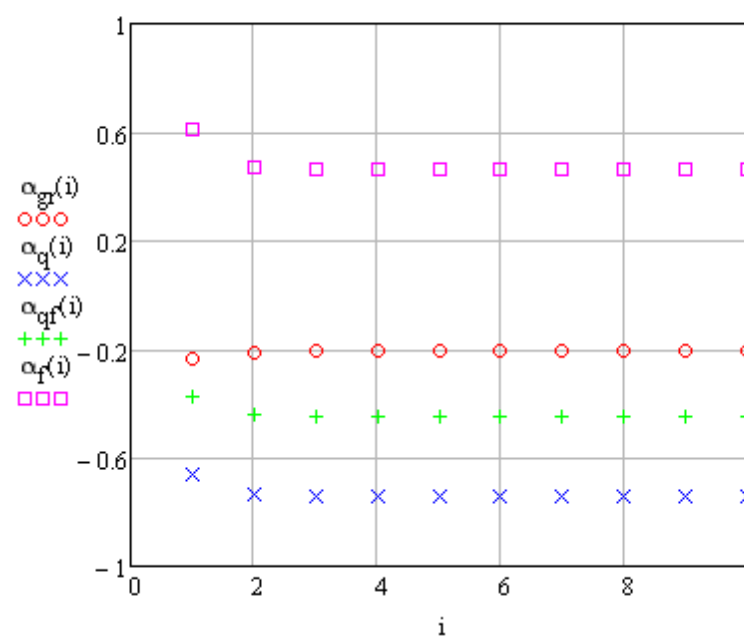
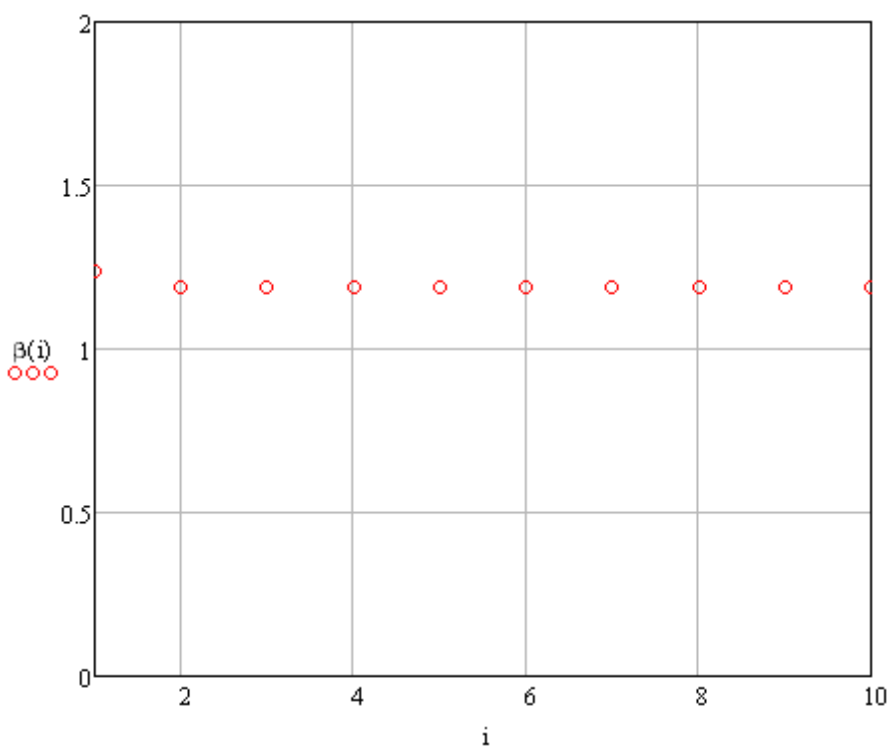
$$V_\mu := \mathrm{submatrix}(V_{sol},14,17,1,1) = \begin{pmatrix} 1.5 \times 10^3 \\ 257.33 \\ 266.678 \\ 3.03 \times 10^7 \end{pmatrix}$$

$$V_\sigma := \mathrm{submatrix}(V_{sol},18,21,1,1) = \begin{pmatrix} 150 \\ 545.566 \\ 93.136 \\ 4.18 \times 10^6 \end{pmatrix}$$

$$\beta(i) := \left(M_{sol_i}\right)_9 \qquad p_{ffi50} := \mathrm{cnorm}\left(-\beta\left(n_{iter}\right)\right) = 0.118$$

$$gr(i) := \left(M_{sol_i}\right)_5 \qquad \alpha_q(i) := \left(M_{sol_i}\right)_6 \qquad \alpha_{qf}(i) := \left(M_{sol_i}\right)_7 \qquad \alpha_f(i) := \left(M_{sol_i}\right)_8$$

2
1.5
β(i)
1
0.5
0
2
4
6
8
10
i

1
0.6
$\alpha_{gr}(i)$
$\alpha_q(i)$
0.2
$\alpha_{qf}(i)$
− 0.2
$\alpha_f(i)$
− 0.6
− 1
0
2
4
6
8
i

Appendice F Modello FDS tunnel SPS

```
6 tunnel.fds
Generated by PyroSim - Version 2010.2.1621
Aug 12, 2011 3:47:19 PM

&HEAD CHID='6_tunnel'/
&TIME T_END=100.00/
&DUMP RENDER_FILE='6_tunnel.ge1', DT_RESTART=300.00/
&MISC CO_PRODUCTION=.TRUE./

&MESH ID='Upper Mesh', IJK=280,8,40, XB=0.00,105.00,0.00,3.00,0.00,16.00/
&MESH ID='Lower Mesh', IJK=280,8,40,
XB=0.00,105.00,0.00,3.00,16.00,33.00/

&SURF ID='Burner1',
      COLOR='RED',
      HRRPUA=100.00/
&SURF ID='Burner2',
      COLOR='GRAY 80',
      HRRPUA=200.00/
&SURF ID='Burner3',
      COLOR='RED',
      HRRPUA=300.00/
&SURF ID='Burner4',
      COLOR='RED',
      HRRPUA=400.00/
&SURF ID='Burner5',
      COLOR='RED',
      HRRPUA=500.00/
&SURF ID='Burner6',
      COLOR='RED',
      HRRPUA=600.00/

&OBST XB=0.00,1.00,0.00,1.00,4.00,5.00,
SURF_IDS='Burner1','INERT','INERT'/ Obst1
&OBST XB=0.00,1.00,0.00,1.00,9.00,10.00,
SURF_IDS='Burner2','INERT','INERT'/ Obst2
&OBST XB=0.00,1.00,0.00,1.00,14.00,15.00,
SURF_IDS='Burner3','INERT','INERT'/ Obst3
&OBST XB=0.00,1.00,0.00,1.00,19.00,20.00,
SURF_IDS='Burner4','INERT','INERT'/ Obst4
&OBST XB=0.00,1.00,0.00,1.00,24.00,25.00,
SURF_IDS='Burner5','INERT','INERT'/ Obst5
&OBST XB=0.00,1.00,0.00,1.00,29.00,30.00,
SURF_IDS='Burner6','INERT','INERT'/ Obst6
&OBST XB=0.00,105.00,0.00,1.95,0.00,4.00, SURF_ID='INERT'/
6tunnel100msimm
&OBST XB=0.00,105.00,1.95,2.10,0.00,4.32, SURF_ID='INERT'/
6tunnel100msimm
&OBST XB=0.00,105.00,2.10,3.00,0.00,16.00, SURF_ID='INERT'/
6tunnel100msimm
&OBST XB=0.00,105.00,1.95,2.10,5.60,9.28, SURF_ID='INERT'/
6tunnel100msimm
&OBST XB=0.00,105.00,1.80,1.95,6.08,8.96, SURF_ID='INERT'/
6tunnel100msimm
&OBST XB=0.00,105.00,1.65,1.80,6.24,8.96, SURF_ID='INERT'/
6tunnel100msimm
&OBST XB=0.00,105.00,1.50,1.65,6.40,8.96, SURF_ID='INERT'/
6tunnel100msimm
```

```
&OBST XB=0.00,105.00,1.35,1.50,6.56,8.96, SURF_ID='INERT'/
6tunnel100msimm
&OBST XB=0.00,105.00,1.20,1.35,6.72,8.96, SURF_ID='INERT'/
6tunnel100msimm
&OBST XB=0.00,105.00,0.75,1.20,6.88,8.96, SURF_ID='INERT'/
6tunnel100msimm
&OBST XB=0.00,105.00,0.1500,0.75,7.04,8.96, SURF_ID='INERT'/
6tunnel100msimm
&OBST XB=0.00,105.00,0.00,0.1500,7.20,8.96, SURF_ID='INERT'/
6tunnel100msimm
&OBST XB=0.00,105.00,1.95,2.10,10.72,14.40, SURF_ID='INERT'/
6tunnel100msimm
&OBST XB=0.00,105.00,1.80,1.95,11.04,13.92, SURF_ID='INERT'/
6tunnel100msimm
&OBST XB=0.00,105.00,1.65,1.80,11.20,13.92, SURF_ID='INERT'/
6tunnel100msimm
&OBST XB=0.00,105.00,1.50,1.65,11.36,13.92, SURF_ID='INERT'/
6tunnel100msimm
&OBST XB=0.00,105.00,1.35,1.50,11.52,13.92, SURF_ID='INERT'/
6tunnel100msimm
&OBST XB=0.00,105.00,1.20,1.35,11.68,13.92, SURF_ID='INERT'/
6tunnel100msimm
&OBST XB=0.00,105.00,0.90,1.20,11.84,13.92, SURF_ID='INERT'/
6tunnel100msimm
&OBST XB=0.00,105.00,0.4500,0.90,12.00,13.92, SURF_ID='INERT'/
6tunnel100msimm
&OBST XB=0.00,105.00,0.00,0.4500,12.16,13.92, SURF_ID='INERT'/
6tunnel100msimm
&OBST XB=0.00,105.00,1.95,2.10,15.68,16.00, SURF_ID='INERT'/
6tunnel100msimm
&OBST XB=0.00,105.00,1.80,1.95,16.00,19.06, SURF_ID='INERT'/
6tunnel100msimm
&OBST XB=0.00,105.00,1.95,2.10,16.00,19.40, SURF_ID='INERT'/
6tunnel100msimm
&OBST XB=0.00,105.00,2.10,3.00,16.00,33.00, SURF_ID='INERT'/
6tunnel100msimm
&OBST XB=0.00,105.00,1.65,1.80,16.17,19.06, SURF_ID='INERT'/
6tunnel100msimm
&OBST XB=0.00,105.00,1.35,1.65,16.51,19.06, SURF_ID='INERT'/
6tunnel100msimm
&OBST XB=0.00,105.00,1.20,1.35,16.68,19.06, SURF_ID='INERT'/
6tunnel100msimm
&OBST XB=0.00,105.00,0.90,1.20,16.85,19.06, SURF_ID='INERT'/
6tunnel100msimm
&OBST XB=0.00,105.00,0.3000,0.90,17.02,19.06, SURF_ID='INERT'/
6tunnel100msimm
&OBST XB=0.00,105.00,0.00,0.3000,17.19,19.06, SURF_ID='INERT'/
6tunnel100msimm
&OBST XB=0.00,105.00,1.95,2.10,20.59,24.33, SURF_ID='INERT'/
6tunnel100msimm
&OBST XB=0.00,105.00,1.80,1.95,21.10,23.99, SURF_ID='INERT'/
6tunnel100msimm
&OBST XB=0.00,105.00,1.65,1.80,21.27,23.99, SURF_ID='INERT'/
6tunnel100msimm
&OBST XB=0.00,105.00,1.50,1.65,21.44,23.99, SURF_ID='INERT'/
6tunnel100msimm
&OBST XB=0.00,105.00,1.35,1.50,21.61,23.99, SURF_ID='INERT'/
6tunnel100msimm
&OBST XB=0.00,105.00,1.05,1.35,21.78,23.99, SURF_ID='INERT'/
6tunnel100msimm
```

```
&OBST XB=0.00,105.00,0.60,1.05,21.95,23.99, SURF_ID='INERT'/
6tunnel100msimm
&OBST XB=0.00,105.00,0.00,0.60,22.12,23.99, SURF_ID='INERT'/
6tunnel100msimm
&OBST XB=0.00,105.00,1.95,2.10,25.69,29.26, SURF_ID='INERT'/
6tunnel100msimm
&OBST XB=0.00,105.00,1.80,1.95,26.03,28.92, SURF_ID='INERT'/
6tunnel100msimm
&OBST XB=0.00,105.00,1.65,1.80,26.20,28.92, SURF_ID='INERT'/
6tunnel100msimm
&OBST XB=0.00,105.00,1.50,1.65,26.37,28.92, SURF_ID='INERT'/
6tunnel100msimm
&OBST XB=0.00,105.00,1.35,1.50,26.54,28.92, SURF_ID='INERT'/
6tunnel100msimm
&OBST XB=0.00,105.00,1.20,1.35,26.71,28.92, SURF_ID='INERT'/
6tunnel100msimm
&OBST XB=0.00,105.00,0.75,1.20,26.88,28.92, SURF_ID='INERT'/
6tunnel100msimm
&OBST XB=0.00,105.00,0.00,0.75,27.05,28.92, SURF_ID='INERT'/
6tunnel100msimm
&OBST XB=0.00,105.00,1.95,2.10,30.62,33.00, SURF_ID='INERT'/
6tunnel100msimm
&OBST XB=0.00,105.00,1.80,1.95,30.96,33.00, SURF_ID='INERT'/
6tunnel100msimm
&OBST XB=0.00,105.00,1.65,1.80,31.30,33.00, SURF_ID='INERT'/
6tunnel100msimm
&OBST XB=0.00,105.00,1.50,1.65,31.47,33.00, SURF_ID='INERT'/
6tunnel100msimm
&OBST XB=0.00,105.00,1.20,1.50,31.64,33.00, SURF_ID='INERT'/
6tunnel100msimm
&OBST XB=0.00,105.00,0.90,1.20,31.81,33.00, SURF_ID='INERT'/
6tunnel100msimm
&OBST XB=0.00,105.00,0.4500,0.90,31.98,33.00, SURF_ID='INERT'/
6tunnel100msimm
&OBST XB=0.00,105.00,0.00,0.4500,32.15,33.00, SURF_ID='INERT'/
6tunnel100msimm

&VENT SURF_ID='MIRROR', XB=0.00,0.00,0.00,3.00,1.00,33.00/ Vent
&VENT SURF_ID='INERT', XB=0.00,105.00,0.00,0.00,0.00,33.00/ Vent
&VENT SURF_ID='OPEN', XB=105.00,105.00,0.00,3.00,0.00,32.00/ Vent

&SLCF QUANTITY='TEMPERATURE', PBX=100.00/
&SLCF QUANTITY='VISIBILITY', PBX=100.00/
&SLCF QUANTITY='TEMPERATURE', PBX=2.00/
&SLCF QUANTITY='VISIBILITY', PBX=2.00/
&SLCF QUANTITY='TEMPERATURE', PBX=50.00/
&SLCF QUANTITY='VISIBILITY', PBX=50.00/
&SLCF QUANTITY='TEMPERATURE', PBY=0.00/
&SLCF QUANTITY='VISIBILITY', PBY=0.00/


&TAIL /
```